

CAPÍTULO 5

MECÁNICA DE FRACTURA Y SU APLICACIÓN AL ESTUDIO DE AGRIETAMIENTO DE ARCILLAS

5.1 Introducción

La mecánica de fractura y particularmente la mecánica de fractura lineal elástica (“Linear Elastic Fracture Mechanics”, LEFM) es una ciencia que estudia los mecanismos y procesos de propagación de grietas en sólidos, así como la distribución de tensiones y deformaciones que ocurren en un material agrietado o con discontinuidades, sometido a cierta tensión externa. Esta ciencia surgió con los trabajos fundamentales de Griffith (1921, 1924) sobre criterios de propagación de grietas en sólidos, basados en conceptos de transformación de energía elástica en energía de superficie y por esta razón se conoce como una formulación energética de la mecánica de fractura.

En términos simples la formulación energética de la mecánica de fractura consiste en comparar la energía disponible para la propagación de una grieta en una estructura con la energía necesaria para producir su agrietamiento. La energía disponible para el avance de grieta por unidad de área se denomina tasa de liberación de energía (G) y la energía necesaria para el agrietamiento se denomina tasa crítica de liberación de energía o energía de agrietamiento (G_{IC}).

Irwin (1957) introdujo un avance importante en la mecánica de fractura ya que planteó el análisis en términos de tensiones (formulación tensional), lo cual no se había podido hacer anteriormente debido a que teóricamente en la punta de una grieta las tensiones tienden a infinito, independientemente de la magnitud de la carga aplicada. Para su formulación, Irwin plantea que el proceso de fractura no puede concentrarse en un solo punto, como se deduciría de un análisis netamente elástico, sino que se presenta en una zona pequeña pero finita, que denomina *zona plástica* en la cual, las tensiones ya dejan de ser infinitas porque parte de la energía elástica se consume en la deformación plástica del material próximo a la punta. El concepto principal introducido aquí es el de *factor de intensidad de tensiones* (K), de gran aplicación en la mecánica de fractura. El parámetro K está relacionado con el parámetro G , mediante las propiedades elásticas del material y para la condición de inicio de grieta se considera que K adquiere un valor crítico y por tal razón se denomina factor de intensidad de tensiones crítico o tenacidad a la fractura K_{IC} .

A pesar de que la LEFM ha sido desarrollada principalmente para el estudio de fracturas en materiales frágiles o cuasifrágiles de alta resistencia como el hormigón, el acero y aleaciones industriales, sus importantes desarrollos teóricos y experimentales no deben despreciarse para analizar comportamientos similares en otros materiales mucho menos resistentes y rígidos, como son los suelos arcillosos. Algunas investigaciones relativamente recientes han abordado

la LEFM para estudiar fenómenos de agrietamiento de arcillas, por ejemplo Lee et al (1988), Morris et al (1992), Konrad & Ayad (1997a), Ávila et al (2002), etc.

Uno de los aspectos importantes que hacen diferente un análisis convencional de resistencia de materiales a otro de mecánica de fractura es que en el primer caso la resistencia o tensión de rotura es independiente del tamaño de la estructura o elemento sometido a carga, mientras que en el segundo, la resistencia puede variar en función del tamaño de la estructura. Este tipo de comportamiento se estudia mediante el denominado efecto de tamaño (Bazant, 1984) y permite conocer si un determinado material se ajusta o no a los criterios de la LEFM o si es necesario introducir correcciones por efecto de tamaño a los parámetros G_{IC} y K_{IC} para que puedan considerarse verdaderas constantes del material, independientemente de su tamaño.

Este capítulo se divide en dos grandes temas: el primero corresponde a una introducción de los conceptos básicos de la LEFM y a la descripción y análisis de los ensayos realizados sobre la arcilla de Bogotá, para obtener los parámetros G_{IC} y K_{IC} . El segundo tema es el del efecto de tamaño, donde igualmente se hace primero una discusión de los aspectos teóricos y luego se presentan los ensayos que se realizaron para su evaluación sobre la misma arcilla.

5.2 Conceptos básicos de mecánica de fractura lineal elástica (LEFM)

5.2.1 Modos de fractura

De acuerdo con Broek (1986), una grieta en un sólido puede verse sometida a tensión en tres modos diferentes (Fig.5.1):

Modo I o modo de apertura, en el cual la grieta se abre debido a la aplicación de tensiones normales al plano de fractura.

Modo II o modo deslizante, en el que debido a la aplicación de tensión cortante en el plano de fractura, se producen desplazamientos longitudinales de las superficies en dicho plano y

Modo III o modo de rotura transversal que corresponde al desplazamiento de las superficies de fractura en sentidos opuestos, debido a la aplicación de tensión cortante en planos diferentes al plano de fractura.

La situación más compleja corresponde a una combinación de los tres modos de agrietamiento anteriores, sin embargo, muchos casos prácticos, entre ellos las fracturas en suelos por fenómenos de contracción, se pueden clasificar predominantemente en el Modo I, por esta razón en las variables que se analizan, se utiliza el subíndice I para denotar que se trata de este modo de apertura.

5.2.2 Tensión de fractura de Griffith

El aspecto fundamental de la mecánica de fractura es poder definir si una grieta existente en un material de cierta estructura permanecerá estable o si por el contrario se prolongará bajo ciertas condiciones de tensión. Para poder predecir este comportamiento hay dos enfoques básicos, el primero en términos de balance de energía y el segundo en términos del campo de tensiones.

El criterio energético de propagación de grietas constituye la base de la mecánica de fractura y fue planteado por Griffith (1921) a partir de la solución del problema elástico de tensiones en el vértice de una cavidad elipsoidal en un medio semiinfinito. La solución elástica indica que a medida que los vértices de la elipse se hacen más agudos, las tensiones en ese punto tienden a infinito independientemente de que el valor de la tensión aplicada sea muy bajo. Como este caso es similar al de una grieta en un medio semiinfinito, Griffith concluyó que debido a tal singularidad, no podría utilizarse la tensión como criterio de extensión de grietas sino que el problema debía plantearse en términos de balance de energía.

Para analizar la formulación de Griffith considérese una placa semiinfinita homogénea e isotrópica, de módulo elástico E , con una grieta central de forma elíptica de longitud $2a$, que es deformada elásticamente por tensiones de tracción σ como se muestra en la Figura 5.2a. En este caso, a partir de la solución de Inglis (1913), Griffith encontró que la energía elástica (U) almacenada en la placa por unidad de espesor es:

$$U = \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} \quad (5.1)$$

Y definió la energía de superficie (W) como:

$$W = 4a\gamma_s \quad (5.2)$$

Donde γ_s es la energía específica de superficie y $4a$ corresponde al área de la superficie de agrietamiento (en este caso se considera un espesor unitario de longitud $2a$ y se multiplica por dos debido a que ese es el número de caras que tiene la grieta).

Cuando la grieta comienza a incrementar su longitud, entra en un estado de equilibrio inestable bajo las tensiones aplicadas y el sistema mecánico transfiere energía de la zona no fracturada a la fractura, a través de un proceso de conversión de energía elástica en energía de superficie. Esta equivalencia de energía se puede expresar matemáticamente como:

$$\frac{dU}{da} = \frac{dW}{da} \quad (5.3)$$

Como se explica posteriormente mediante balance de energía, el término dU/da refleja implícitamente una reducción en la energía elástica almacenada por la placa, debida a la extensión de la grieta y por tal razón en la ecuación anterior no se incluye un signo menos en la igualdad.

Derivando (5.1) y (5.2) con respecto a la longitud de grieta se tiene:

$$\frac{dU}{da} = \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \quad (5.4)$$

$$\frac{dW}{da} = 4\gamma_s \quad (5.5)$$

Reemplazando (5.4) y (5.5) en (5.3) se puede despejar la tensión, que en este caso corresponde a una tensión para la cual se inicia la prolongación de la grieta y se conoce como tensión de fractura de Griffith σ_c :

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2\gamma_s E}{\pi a}} \quad (5.6)$$

De manera general, se puede decir que de acuerdo con el criterio de Griffith, para que una grieta se prolongue una longitud da , es necesario que la energía elástica liberada por tal prolongación sea igual o mayor a la energía de superficie que se requiere para que la grieta se prolongue, si la energía liberada es inferior a la energía necesaria para la propagación, entonces la grieta permanecerá estable.

Para el caso de una sola punta de grieta (condición usualmente analizada), sólo se tendría la mitad de la placa (Figura 5.2b) y por lo tanto las ecuaciones (5.4) y (5.5) quedan de la siguiente forma respectivamente:

$$\frac{dU}{da} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (5.7)$$

$$\frac{dW}{da} = 2\gamma_s \quad (5.8)$$

La tensión de fractura de la ecuación (5.6) no se ve afectada, pues por simetría es igual analizar la placa completa o la mitad de ella.

Las investigaciones de Griffith hicieron dos aportes fundamentales para sentar las bases de la mecánica de fractura: en primer lugar presentan un modelo racional del criterio de avance de una grieta y demuestran que la fractura resulta de un proceso de conversión de energía, que no depende solamente de la tensión aplicada, sino también del tamaño mismo de la grieta y en segundo lugar, como lo indica González (1998), mediante la ecuación (5.6) se tiene una relación entre tensión de fractura y tamaño de grieta que ha sido comprobada repetidamente en materiales frágiles.

El principal inconveniente del modelo de Griffith es que sólo explica mecanismos de rotura de materiales muy frágiles, como el vidrio, para otros materiales, además de que resulta de gran dificultad evaluar experimentalmente la energía de superficie, ésta es en general muy inferior a la energía requerida para que se presente prolongación de grieta, debido a que las grietas no son lisas ni rectas, sino rugosas y curvilíneas y van acompañadas de microagrietamientos, desplazamientos relativos y plasticidad en una zona próxima a la punta (Broek, 1986, Bazant y Planas, 1998, García, 1997). Posiblemente por esta razón la LEFM no tuvo gran aplicación práctica en un principio y su auge importante sólo comenzó a surgir en el

período 1940-1970, cuando hubo gran cantidad de investigación teórica, experimental y numérica, estimulada por aplicaciones en la industria naval especialmente durante la Segunda Guerra Mundial (Bazant y Planas, 1998). Las aplicaciones se desarrollaron con la generalización del criterio de energía de prolongación de grietas y con la incorporación del factor de intensidad de tensiones, que se discutirán posteriormente.

5.2.3 Tasa de liberación de energía y energía de fractura

El criterio de extensión de grietas de Griffith puede generalizarse en términos de un balance entre energía disponible (suministrada fundamentalmente por las fuerzas externas) y energía requerida para que se presente tal extensión.

La energía disponible para la extensión de grieta usualmente se denomina *tasa de liberación de energía* (G) y como lo estableció Griffith, es igual a dU/da , de tal manera que la ecuación (5.7) se puede expresar como:

$$\frac{dU}{da} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} = G \quad (5.9)$$

Por su parte, la energía requerida (dW/da), también conocida como *energía de fractura* o *tasa crítica de liberación de energía* (G_{IC}) es una propiedad del material que se puede considerar constante en comportamiento elástico. Por la forma como está expresada, tiene dimensiones de fuerza por unidad de extensión de grieta y por eso también se le denomina fuerza resistente al agrietamiento (R).

La condición de G_{IC} se presenta cuando la tensión σ adquiere un valor crítico σ_c , para el cual $dU/da = dW/da$ y por lo tanto de (5.9):

$$\frac{dW}{da} = R = G_{IC} = \frac{\pi\sigma_c^2 a}{E} \quad \text{ó} \quad \sigma_c = \sqrt{\frac{G_{IC}E}{\pi a}} \quad (5.10)$$

Esta es una forma más general que la ecuación (5.6) para expresar la tensión de agrietamiento de Griffith y tiene la ventaja de que no involucra la energía específica de superficie (γ_s).

Así, el criterio de fractura es el siguiente:

$$\text{Si } G < G_{IC} \text{ entonces } da = 0, \text{ no hay extensión de grieta (estable)} \quad (5.11)$$

$$\text{Si } G = G_{IC} \text{ entonces } da \geq 0, \text{ posible extensión cuasi-estática de grieta} \quad (5.12)$$

$$\text{Si } G > G_{IC} \text{ entonces } da > 0, \text{ crecimiento dinámico de grieta (inestable)} \quad (5.13)$$

Gráficamente, el proceso de fractura puede representarse de la siguiente manera: considérese una placa como la de la Figura 5.3a, que al estar sometida a una tensión σ , almacena una energía elástica que se puede representar por el área OAB de la Figura 5.3b. Si los extremos de la placa permanecen fijos (deformación constante) y la grieta se prolonga una longitud

da , entonces la rigidez se reduce, puesto que inicialmente correspondía a la pendiente de la línea OA y ahora corresponde a la de la línea OC. Esto implica que parte de la carga se relaja. La energía que queda almacenada en la placa después de haberse extendido la grieta está representada ahora por el área OCB, es decir, se produjo una reducción de la energía elástica y la tasa de liberación de energía G , está representada ahora por el área OAC. La grieta continúa prolongándose si la energía representada por dicha área es igual o superior a la requerida por el material para que ocurra tal extensión.

Teniendo en cuenta que la placa sometida a tensión permanece fija en los extremos, la carga externa no se desplaza, por lo tanto el trabajo realizado por las fuerzas externas es cero. En esas condiciones, toda la energía requerida para que la grieta se propague debe ser proporcionada por la reducción de la energía elástica de la placa, como lo indica la ecuación (5.9).

En el caso de una placa de extremos libres sometida a una tensión σ constante o de forma equivalente, a una carga P constante (Figuras 5.4a y 5.4b), la tasa de liberación de energía se representa en la curva carga – desplazamiento por el triángulo OAEO (Figura 5.4c). Puede verse que a excepción de la pequeña área infinitesimal AECA, la energía liberada en deformación constante o en carga constante es igual y por lo tanto G es independiente de la variación de carga o en general, de la trayectoria de tensiones (Broek, 1986).

En este caso las cargas externas sí producen un trabajo, debido a que se desplazan a medida que el tamaño de la grieta se incrementa una longitud da , de tal manera que, a diferencia de lo que ocurriría con la placa de extremos fijos, la energía almacenada por la placa aumenta al aumentar la extensión de la grieta (compárense las áreas OCB de la Fig. 5.3b y OEF de la Fig. 5.4c) y por lo tanto el balance de energía se puede representar como:

$$\frac{d}{da}(U - F + W) = 0 \quad \text{ó} \quad \frac{d}{da}(F - U) = \frac{dW}{da} \quad (5. 14)$$

Donde U es la energía almacenada en la placa, F es el trabajo realizado por las fuerzas externas y W es la energía para la formación de grieta. Nótese que en este caso el signo de dU/da es inverso al que se tenía en la ecuación (5.3), deducida para una placa con extremos fijos.

En la placa de la Figura 5.4b, la carga P produce un desplazamiento relativo v de los puntos de aplicación, por lo tanto, cuando el tamaño de la grieta aumenta una longitud da , hay un incremento dv del desplazamiento y el trabajo realizado por la carga es $F = P dv$, por lo tanto G puede expresarse como:

$$G = \frac{d}{da}(F - U) = \frac{1}{B} \left(P \frac{dv}{da} - \frac{dU_t}{da} \right) \quad (5. 15)$$

Donde U_t es la energía elástica total en la placa de espesor B (diferente de U que es la energía elástica un una placa de espesor unitario) y los demás términos ya se han definido previamente. Si no hay incremento en el tamaño de la grieta, el desplazamiento v es proporcional a la carga P y el factor de proporcionalidad es la *compliance* C que corresponde al inverso de la rigidez ($v = CP$). Así la energía elástica existente en una placa agrietada como la de la Figura 5.4b es:

$$U_t = \frac{1}{2} P v = \frac{1}{2} C P^2 \quad (5.16)$$

Reemplazando (5.16) en (5.15) se encuentra que:

$$G = \frac{P^2}{2B} \frac{\partial C}{\partial a} \quad (5.17)$$

La ecuación anterior permite determinar G en términos de la variación de la complianza, que como se describirá más adelante, es uno de los métodos para obtener parámetros de LEFM. Adicionalmente, en (5.17) no aparece el término dP/da , lo cual indica que G no depende de la variación de la carga y por lo tanto su valor debe ser igual para el caso de una placa con extremos fijos que con extremos libres, como ya se explicó gráficamente.

5.2.4 Factor de intensidad de tensiones

Como se mencionó anteriormente, Griffith planteó el criterio de extensión de grieta basado en un análisis de balance de energía para evitar el problema de la singularidad en la punta, donde de acuerdo con la solución elástica, las tensiones tienden a infinito al aplicarse cualquier carga externa. Irwin (1957) desarrolló uno de los más importantes avances de la LEFM al formular el problema de extensión de grietas en términos del estado de tensiones del material cerca de la punta y probó que este enfoque es en esencia igual al enfoque energético y que existe relación entre el uno y el otro.

Irwin dedujo que el proceso de fractura no podía concentrarse en un solo punto como lo plantea la teoría elástica, sino que se presenta en una zona pequeña próxima a la punta, que denominó *zona plástica o zona de proceso de fractura (ZPF)*, la cual, por el efecto de la deformación, absorbe gran cantidad de energía y mantiene las tensiones dentro de un valor finito.

Con el fin de determinar la distribución de tensiones alrededor de la punta de la grieta, en una placa como la de la Figura 5.2a, Irwin acudió a la función de tensión de Airy (ψ), que es una función especial y que en este caso debe satisfacer simultáneamente las condiciones particulares de tensiones, deformaciones y de compatibilidad de tensión-deformación que se presentan en ese sector (González, 1998).

Para la solución de la función de tensión de Airy se pueden usar diferentes funciones complejas. Si el agrietamiento es del modo I, resulta conveniente usar la solución propuesta por Westergaard, en cuyo caso el campo de tensiones alrededor de la punta de la grieta (Figura 5.5) está dado por:

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right] \quad (5.18)$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad (5.19)$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (5.20)$$

O de forma general por:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (5.21)$$

Donde $f_{ij}(\theta)$ es una función conocida de θ y K_I es el *factor de intensidad de tensiones* (FIT) para el modo I de agrietamiento y se puede expresar como:

$$K_I = \beta \sigma \sqrt{a} \quad (5.22)$$

Donde a es la longitud de la grieta inicial o entalla inicia y β es un factor adimensional, que para una placa infinita corresponde a $\sqrt{\pi}$ y en tal caso

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (5.23)$$

Para un elemento de tamaño finito, β depende de la longitud de la grieta y de la geometría del cuerpo sometido a tensión, que de manera general se expresa como la longitud (L) de una de sus dimensiones. Usualmente los FIT de estos elementos se expresan en términos del FIT de la placa infinita, de tal manera que el factor $\sqrt{\pi}$ se saca de β (Broek, 1986a) y la ecuación (5.22) se expresa como:

$$K_I = \beta_{(a/L)} \sigma \sqrt{\pi a} \quad (5.24)$$

La importancia del factor de intensidad de tensiones radica entonces en que al conocerse K_I , se puede determinar completamente el campo de tensiones alrededor de una grieta. Además K_I constituye un parámetro de similitud útil para poder comparar las características de agrietamiento de elementos de un mismo material pero con diferente geometría y diferente longitud de grieta, pues este principio indica que si dos diferentes grietas, en diferentes estructuras tienen una misma K_I y están sometidas al mismo modo de agrietamiento, se debe esperar un comportamiento similar en cuanto al avance o estabilidad de la grieta, debido a que el campo de tensiones es el mismo en ambos casos, por lo tanto, una grieta se propagará cuando el factor de intensidad de tensiones alcance un valor crítico, denominado *factor de intensidad de tensión crítico* (K_{IC}), también conocido como *tenacidad a la fractura*. El valor de K_{IC} puede obtenerse de ensayos de fractura para una condición en la cual la tensión es la crítica ($\sigma = \sigma_{cr}$) y se considera una propiedad del material, que de acuerdo con (5.24) está dada por:

$$K_{IC} = \beta_{(a/L)} \sigma_c \sqrt{\pi a} \quad (5.25)$$

De manera similar al enfoque de tasa de liberación de energía, el criterio de avance de una grieta en términos del factor de intensidad de tensiones está dado por las siguientes condiciones:

Si $K_I < K_{IC}$, entonces no hay extensión de grieta (estable) (5.236)

Si $K_I = K_{IC}$, entonces posible extensión cuasi-estática de grieta (5.27)

Si $K_I > K_{IC}$, entonces crecimiento dinámico de grieta (inestable) (5.248)

A partir de (5.9) y (5.23), la relación entre la tasa de liberación de energía y factor de intensidad de tensiones en condición de tensión plana se puede expresar como:

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E} \quad (5.29)$$

Y para el caso de deformación plana la relación es:

$$G_{IC} = (1 - \nu^2) \frac{K_{IC}^2}{E} \quad (5.30)$$

Donde ν es la relación de Poisson. Las relaciones (5.29) y (5.30) se conocen como las ecuaciones de Irwin, las cuales no solamente se cumplen para la condición crítica sino para cualquier otra condición inferior a la crítica, es decir se trata de relaciones generales entre G_I y K_I .

El FIT tiene la ventaja de que es aditivo, es decir se pueden obtener valores de K_I para diferentes partes de una geometría compleja y luego sumar tales valores para obtener un K_I general, mientras que en el método energético esto no es posible, sin embargo, como lo indican Bazant y Planas (1998), la desventaja radica en que su aplicabilidad está limitada a la elasticidad lineal mientras que el concepto de tasa de liberación de energía no tiene esta limitación.

En muchos materiales, tales como los metales, las propiedades no se alteran significativamente con los cambios ambientales normales, sin embargo, en suelos la situación es diferente, puesto que las propiedades geomecánicas, incluida la resistencia a la fractura, está directamente relacionada con factores como la humedad, la densidad, la historia de tensiones, etc., de forma tal que al hablar de K_{IC} como propiedad del material, es necesario identificar las condiciones particulares para las cuales es representativo este valor.

5.2.5 Zona plástica o zona de proceso de fractura (ZPF)

La distribución de tensiones σ_y próximas a la punta de la grieta, para $\theta = 0$ (Figura 5.6a), se puede obtener a partir de (5.21) como:

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (5.31)$$

Puede notarse en la figura que en la punta de la grieta la tensión tiende a infinito y que se reduce gradualmente a medida que se aleja de la punta. Evidentemente, el valor de la tensión no puede llegar a infinito, ya que el material al alcanzar a su límite de fluencia sufre deformaciones plásticas que impiden que la tensión siga aumentando. La distancia hasta la cual se producen deformaciones plásticas, corresponde a un círculo de radio r_p^* que se obtiene al proyectar en las abscisas el punto de intersección entre la tensión teórica y el límite de fluencia o valor máximo que puede tener la tensión en condiciones elásticas (σ_{ys}), tal como se indica en la Figura 5.6b. Este círculo se conoce como *zona plástica o zona de proceso de fractura* (ZPF). El valor de r_p^* en tensión plana se obtiene de (5.31) como:

$$r_p^* = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (5.32)$$

Experimentalmente se ha encontrado que la longitud de la zona plástica es en realidad mayor que r_p^* . Irwin propuso una corrección basada en asumir que la mayor extensión de la zona plástica era similar a una mayor longitud de grieta, puesto que los desplazamientos aumentan y la rigidez disminuye. A partir de este análisis encuentra que el valor corregido de la longitud de la grieta es $a + r_p^*$ y que la extensión de la zona plástica es aproximadamente el doble del valor sin corregir. A esta modificación se le denomina corrección de Irwin (Figura 5.6c), de forma tal que:

$$r_p = 2r_p^* = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (5.33)$$

El coeficiente $1/\pi$ de la ecuación anterior fue obtenido para metales, sin embargo, para materiales cuasifrágiles como el hormigón, cuya fractura presenta microagrietamientos, avances curvilíneos y reblandecimiento por deformación, este coeficiente puede presentar variaciones entre 2 y 5 (Bazant y Planas, 1998), es decir que la zona plástica en estos materiales es mucho mayor que en metales. En los suelos arcillosos donde la morfología del agrietamiento muestra fenómenos similares al los del hormigón (ver capítulos 6 y 7), es de esperarse que el tamaño de la zona plástica también sea muy superior que el deducido para metales.

Cuando la zona de proceso de fractura (ZPF) no es despreciable en comparación con el tamaño de la muestra, el problema se vuelve no lineal. De acuerdo con Gettu y Shah (citado por García, 1997), existen dos modelos generales para analizar este tipo de problemas, según sea modelada la ZPF de forma implícita o explícita. Los modelos efectivos o de fisura efectiva y los modelos cohesivos. Los modelos efectivos son aplicables cuando la ZPF no es muy grande comparada con la estructura o el espécimen analizado, en este caso la ZPF se simula de forma implícita al evaluar la respuesta de la muestra lejos de la punta de grieta, mediante una grieta elástica equivalente, cuya punta se localiza en algún lugar dentro de la

zona de fractura, en lo que se conoce como la *equivalencia de campos lejanos* (Bazant y Planas, 1998). Dentro de esta categoría se pueden considerar el modelo de la curva R, el modelo de los dos parámetros (“Two Parameter Fracture Model” TPFM) y el método de efecto de tamaño (“Size Effect Method”, ZEM). Este último se describirá en detalle en el apartado 5.5.

Los modelos cohesivos son aplicables cuando la ZPF es grande, comparada con la longitud de la grieta o con las dimensiones de la muestra. En este caso se modela la ZPF de forma explícita, para lo cual existen dos tipos de aproximaciones: la primera considera que toda la ZPF se ubica en una línea y se caracteriza por una ley de tensión-deformación que exhibe reblandecimiento y la segunda considera que las deformaciones inelásticas en la ZPF se distribuyen en una banda de cierto ancho, que imaginariamente existe al frente de la grieta principal, en lo que se conoce como modelo de banda de agrietamiento (*Crack Band Model*, CBM, Bazant y Cedolin, 1983). Estos modelos y modelos elastoplásticos más complejos, aunque presentan características muy promisorias para el análisis de fracturas en arcillas, no se analizarán en detalle en el presente estudio, aunque algunos de los elementos conceptuales se tendrán en cuenta para la evaluación morfológica del inicio y propagación de grietas (Capítulos 6 y 7).

5.2.6 Determinación experimental de los parámetros de LEFM

Los dos parámetros fundamentales que se deben conocer en LEFM son el factor de intensidad de tensiones crítico (K_{IC}) y la tasa crítica de liberación de energía (G_{IC}), que como ya se indicó están relacionados mutuamente mediante la ecuación de Irwin. A continuación se presentan los procedimientos de laboratorio que permiten obtener estos parámetros.

5.2.6.1 Determinación del factor de intensidad de tensiones crítico (K_{IC})

En la mayoría de estudios de fractura en suelos se ha trabajado con muestras que tienen geometrías típicas, para las cuales existen soluciones del factor de intensidad de tensiones que pueden ser obtenidas directamente de manuales. Entre las pruebas más utilizadas están la de tipo compacta de tensión (*compact tension*, CT), que se puede apreciar en la Figura 5.7a y la tipo viga en flexión con entalladura simple (*single end notch bend SENB*), también conocida como prueba de flexión con tres puntos (*three point bend*, TPB), indicada en la Figura 5.7b, aunque igualmente se han reportado pruebas con muestras menos convencionales como la que se presenta en la Figura 5.7c, correspondiente a un disco hueco sometido a presión interna.

La expresión general de K_I en función de la tensión (σ) y de la geometría se presentó en (5.25), sin embargo, muchas de las soluciones que aparecen en manuales para geometrías típicas vienen dadas en términos de la carga (P) ya que es la que usualmente se mide en los ensayos. En este caso, de acuerdo con la nomenclatura propuesta por Bazant y Planas (1998) se tiene:

$$K_I = \frac{P}{B\sqrt{D}} \hat{k}(\alpha) \quad (5.34)$$

Donde D es la dimensión característica de la estructura, que puede escogerse como cualquier dimensión de la misma, por ejemplo en una viga su altura o su luz y en una muestra CT la

longitud inicial de grieta (a) o la longitud W , $\alpha = a/D$ y $\hat{k}(\alpha)$ es una función que depende de la geometría.

Para la muestra CT que es la que se utilizó en el presente trabajo, $D = W$, $\alpha = a/W$ y $\hat{k}(\alpha)$ se evaluó tanto por la ecuación propuesta por Srawley (1976) como por la recomendada por la ASTM (1983). La ecuación de Srawley (1976) es:

$$\hat{k}(\alpha) = (2 + \alpha) \left[\frac{0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4}{(1 - \alpha)^{\frac{3}{2}}} \right] \quad (5.35)$$

Y la ecuación de la ASTM (1983) es:

$$\hat{k}(\alpha) = (30.96\alpha - 195.8\alpha^2 + 730.6\alpha^3 - 1186.3\alpha^4 + 754.6\alpha^5) \quad (5.36)$$

En ambos casos los valores que se utilizan en (5.34) son: $D = W$ y $\alpha = a/W$.

Las expresiones para los otros tipos de muestra pueden encontrarse en manuales y textos de mecánica de fractura. Si la carga P es la de agrietamiento P_Q , en (5.34) se obtiene directamente el factor de intensidad de tensiones crítico (K_{IC}), por esta razón, este procedimiento se podría denominar “método directo”. El método directo tiene como ventajas su procedimiento relativamente simple, el que sólo se requiera de una muestra para el ensayo y que sea posible obtener la energía de fractura (G_{IC}) mediante las ecuaciones de Irwin (5.29 ó 5.30).

La ecuación (5.36) ha sido utilizada por Konrad & Cummings (2001) para evaluar parámetros de LEFM, con muestras CT, en bases y subbases de pavimentos en estado congelado. Nichols y Grismer (1997) y Sture et al (1999), han aplicado métodos directos para evaluar K_{IC} en suelos, utilizando para ello pruebas de flexión. Saada et al (1985) también emplearon un método directo, pero con una prueba de disco hueco para evaluar K_{IC} en una arcilla.

5.2.6.2. Determinación de la tasa crítica de liberación de energía (G_{IC})

En laboratorio esta determinación se puede realizar con el método de la complianza, mediante la ecuación (5.17), para lo cual existen dos procedimientos alternativos de ensayo: el primero utiliza una sola muestra de longitud inicial de grieta a , sometida a una carga P que se va incrementando gradualmente y en diferentes etapas del ensayo se determina el avance de la grieta midiendo su longitud (a), el desplazamiento de los puntos de aplicación de la carga (δ) y la magnitud de la carga aplicada (P), de esta forma es posible obtener la complianza (de la curva desplazamiento-carga) y la variación de la complianza respecto a la variación de la longitud de la grieta ($\partial C / \partial a$). Este método ha sido empleado en arcillas por Lee et al (1988), con una prueba CT donde se hizo un montaje especial, utilizando un microscopio para determinar el avance de la grieta durante el ensayo.

La segunda alternativa para realizar este ensayo es empleando varias muestras (mínimo 3) cada una con diferente longitud inicial de grieta y realizar las respectivas medidas de carga y

desplazamiento. En este caso no es necesario medir el avance de la grieta lo cual es una ventaja frente al método anterior porque en muchas ocasiones no es muy claro tal avance y aún con microscopio pueden presentarse imprecisiones, especialmente si el avance de grieta es interno y no alcanza a apreciarse con claridad en la superficie observada, sin embargo, esta alternativa tiene el inconveniente de requerir varias muestras y que todas ellas tengan idénticas condiciones excepto la longitud de grieta inicial. Obtener condiciones idénticas en suelos no siempre es fácil y por lo tanto se debe trabajar con mucho cuidado en la preparación de las muestras. Este procedimiento ha sido empleado en suelos por Ayad et al (1997), en pruebas tipo CT.

5.2.6.3 Criterios de validez de los ensayos de LEFM

Para que las pruebas de LEFM sean válidas, se deben cumplir ciertos requisitos en la preparación de las muestras, en sus dimensiones y en los resultados que se obtienen. Tales requisitos están bien establecidos para metales, de acuerdo con la norma ASTM E-399 (1983), sin embargo, para otros materiales como polímeros, hormigón o suelos, los estándares de ensayo aún no han sido establecidos, por lo cual en general se hace necesario adoptar las normas disponibles para metales.

Los criterios fundamentales de validez de las pruebas establecidos en esta norma se basan el cumplimiento de la elasticidad lineal para lo cual es necesario que la zona plástica, próxima a la punta de grieta tenga un tamaño pequeño con respecto a las dimensiones de la muestra y que se verifique la linealidad de la curva carga-desplazamiento. Las condiciones que se deben cumplir son:

a. Dimensiones mínimas de la muestra: aquí se busca que la dimensión mínima de la muestra (normalmente el espesor B) sea un cierto número de veces mayor que el tamaño de la zona plástica. Para el caso de deformación plana en metales, la norma establece la siguiente condición:

$$B > 2.5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (5.37)$$

Aquí puede verse que si se compara (5.37) con (5.32), el espesor de B debe ser 7.9 veces superior al tamaño de la zona plástica ($B/r_p \geq 7.9$) o dicho de otra forma, la zona plástica debe corresponder máximo a un 13% del espesor de la muestra ($r_p/B \leq 0.13$). Esta es una restricción bastante fuerte y en algunos casos se requieren de especímenes muy grandes para poder cumplirla. Otro aspecto que se debe resaltar de esta condición es que depende de las propiedades de fracturación del material y por lo tanto no se puede saber a priori cuáles son las dimensiones mínimas sino que se hace necesario asumir un valor de K_{IC} y después de realizar el ensayo se comprueba si las dimensiones fueron o no válidas, además, como ya se indicó anteriormente, para el caso de materiales cuasifrágiles, o en general de materiales que presentan microagrietamiento y reblandecimiento, el espesor mínimo indicado en (5.37) resulta insuficiente porque el tamaño de la zona plástica es mucho mayor.

b. linealidad de la curva carga - desplazamiento: Durante una prueba de mecánica de fractura se deben medir los desplazamientos o apertura de la grieta (δ) y la tensión aplicada

P y con estos datos se construye la curva $P-\delta$ que puede tener diferentes formas. De acuerdo con Broek (1986), el caso ideal corresponde a un comportamiento totalmente lineal, con rotura frágil, donde una vez alcanzada la tensión de fractura, la carga baja drásticamente (Fig. 5.8a). En algunos casos puede presentarse una pequeña extensión espontánea de la grieta a una carga menor (fenómeno denominado *pop-in*) después de la cual se alcanza la carga de fractura o carga máxima P_{max} (Fig. 5.8b) y finalmente, puede presentarse un comportamiento elastoplástico, con endurecimiento por deformación (Fig. 5.8c). Para que el ensayo sea válido en LEFM, se debe verificar que la deformación plástica no sea muy grande y esto es así cuando:

$$P_{max} / P_Q < 1.1 \quad (5.38)$$

Donde P_Q corresponde a la carga determinada por la intersección entre la curva de tensión-deformación y una línea trazada desde el origen, con pendiente reducida en un 5% respecto a la tangente inicial. En caso de que esto se cumpla, P_Q se adopta como la carga de inicio de grieta.

La restricción anterior resulta bastante exigente en el tipo de suelo estudiado aquí, debido a su alta deformabilidad, comparada con otros materiales y si se es riguroso, muy pocas pruebas pueden considerarse válidas.

5.3 Ensayos realizados sobre la arcilla de Bogotá para obtener parámetros de LEFM

Aquí se presentan los procedimientos y resultados de los ensayos de mecánica de fractura (MF) realizados sobre la arcilla de Bogotá. Se hicieron ensayos con especímenes de prueba compacta de tensión (CT), mediante dos procedimientos generales: tensión controlada y deformación controlada, lo cual permite hacer una comparación experimental de los dos métodos y en particular evaluar el modelo de prolongación de grietas en términos de energía, para las condiciones de desplazamiento libre y de desplazamiento restringido. Los ensayos se hicieron con muestras reconstituidas a humedades aproximadamente constantes y la variable en cada ensayo fue la longitud inicial de grieta. Después de algunos ensayos preliminares, se adoptaron finalmente las dimensiones de muestra que se presentan en la Figura 5.9.

5.3.1 Preparación de muestras

El procedimiento de preparación de muestras fue similar al descrito en los ensayos de tracción (ver capítulo 4). En general se hacía inicialmente un remoldeo manual de la arcilla, utilizando espátula, hasta conseguir un material homogéneo, luego se llevaban las muestras a la humedad requerida, que en este caso oscilaba entre 36% y 37%, agregando agua destilada y dejando estabilizar la humedad por un término de 24 horas en un recipiente cerrado. En el caso de muestras con humedad superior a la requerida, se secaban parcialmente al aire y luego se dejaba que su humedad se estabilizara por un período de 24 horas.

Como se indicó en el capítulo anterior, se puede aceptar que con esta humedad y con densidades entre 17.8 y 18.0 kN/m³, que fueron las densidades de compactación, el suelo está en condición saturada. De acuerdo con la Figura 4.23a, la resistencia a la tracción ($\sigma_t = \sigma_{ys}$) correspondiente a esta humedad varía entre 51 y 54 kPa.

Con el fin de que las muestras fueran homogéneas, se construyó el molde que se presenta en la Figura 5.10, que consta de tres piezas: una pieza donde se prepara la muestra (parte central de la figura), una tapa frontal con guías para abrir los orificios y la ranura central (parte derecha de la figura) y otra tapa posterior que también sirve para guiar la abertura de la ranura y para hacer la extrusión de la muestra (parte izquierda de la figura).

El material se depositaba en el molde con ayuda de una espátula, cuidando de hacer una distribución uniforme, una vez lleno el molde se enrasaba hasta lograr superficies lisas en las caras exteriores y se pesaba para verificar que su densidad fuera igual a la calculada a partir de la humedad de la muestra y el volumen del molde. Los orificios para aplicación de carga se hicieron manualmente con una broca, controlando su posición y orientación mediante las guías de la tapa frontal. La grieta inicial se abría con un hilo de acero de 0.5 mm de diámetro, guiado por las ranuras existentes en las tapas del molde. A estas ranuras se les ponía un tope para controlar de manera precisa la longitud de la grieta inicial. Después de preparada la muestra, ésta se extraía manualmente, utilizando la tapa posterior. En algunos casos era necesario pulir pequeñas imperfecciones de la muestra que se producían durante la extrusión. En la Figura 5.11 se presentan fotografías del proceso de preparación de la muestra y de su estado recién extraída del molde.

5.3.2 Equipo y procedimiento de ensayos de MF en deformación controlada

El montaje general de estos ensayos se presenta en el diagrama de la Figura 5.12. Este esquema es similar al descrito por Lee et al (1988) y Ayad et al (1997), consistente en la adaptación de una máquina de corte directo para la aplicación de carga en condición de deformación controlada. La muestra se instaló en forma vertical, apoyada sobre un pequeño rodillo en su parte media. A través de los orificios previamente realizados a la muestra se introdujeron pasadores de aluminio a los cuales se acoplaban unas piezas, también de aluminio, que se fijaban a la máquina de corte.

La apertura de la grieta se midió inicialmente con un transductor de desplazamiento instalado externamente, entre un punto fijo y el pasador móvil (LVDT 1, en Fig. 5.12), sin embargo se detectó que los resultados no eran muy satisfactorios porque se veían afectados por pequeños giros de la muestra o por ajustes de las diferentes piezas de transmisión de carga, por lo tanto se decidió instalar otro transductor directamente sobre la muestra, con lo cual se eliminaban tales problemas (LVDT 2 en Fig. 5.12).

La medición de la fuerza se hizo con un anillo de carga de 0.5 kN de capacidad y 0.4 N de precisión y la velocidad de desplazamiento se fijó en 0.05 mm/min.

5.3.3 Equipo y procedimiento de ensayos de MF carga controlada

El montaje para estos ensayos se presenta de manera esquemática en la Figura 5.13 que como se puede apreciar, es un sistema bastante simple y algo similar al empleado en los ensayos de tracción directa, descritos en el capítulo anterior.

Las muestras en este caso también se instalaban de forma vertical, apoyadas sobre un pequeño rodillo. A través de los orificios de la muestra se introducían los pasadores de aluminio y a éstos se fijaban las cuerdas encargadas de transmitir la carga y la reacción. La aplicación de las cargas se hacía manualmente y de forma lenta y cuidadosa para no inducir fuerzas

adicionales. De manera simultánea se registraban los desplazamientos mediante un pequeño LVDT instalado directamente sobre la muestra. Al final del ensayo los incrementos de carga eran muy bajos y en cierto momento se iniciaba una apertura dinámica de la grieta hasta que finalmente se producía fractura súbita y total de la muestra.

5.3.4 Resultados de ensayos de deformación controlada

En total se realizaron 9 ensayos con la misma humedad pero con diferente longitud inicial de grieta. Los datos y resultados de estas pruebas se resumen en la Tabla 5.1. Los valores de resistencia máxima fueron en general consistentes, es decir, a menor tamaño inicial de grieta, mayor es la resistencia alcanzada. Las curvas de carga-desplazamiento (Fig. 5.14) muestran un comportamiento de tipo dúctil, caracterizado por una importante deformación hasta la carga máxima y un descenso muy suave de las curvas después del pico. Los desplazamientos correspondientes a las cargas máximas variaron entre 0.6 mm y 1.2 mm, aunque en las muestras de mayor longitud inicial de grieta no se observó descenso de la carga incluso hasta los 4 mm de desplazamiento. Lee et al (1988) para una arcilla sobreconsolidada de Singapur reportan 2 mm de abertura de grieta para la condición de carga pico y Ayad et al (1997) midieron sobre la Arcilla de Saint-Alban (Canadá) desplazamientos hasta la carga pico entre 0.1 y 0.25 mm. Estos resultados deben simplemente tomarse como indicativos ya que la comparación directa entre ellos no es posible porque depende de las dimensiones de la muestra, que no fue igual en todos los casos. Una forma de comparar resultados es mediante la tensión nominal y el desplazamiento relativo, pero estos temas serán discutidos posteriormente.

La relación entre carga máxima (P_{max}) y la carga de agrietamiento (P_Q), que define la validez de las pruebas en términos de linealidad presentó valores hasta de 1.45, es decir, superiores a 1.1, que es el máximo admisible, de acuerdo con (5.37), esto hace que estrictamente hablando tales ensayos no sean válidos para determinar parámetros de LEFM. Esta restricción es bastante exigente para materiales como la arcilla y resulta en general difícil de cumplir. Teniendo en cuenta que el propósito de este estudio no es certificar un cierto material en términos de su tenacidad a la fractura sino analizar tendencias de comportamiento y posible aplicabilidad de la técnica en el análisis de fractura de arcillas, preliminarmente se adoptan como válidas todas las pruebas indicadas en la Tabla 5.1.

La no linealidad de la curva carga-desplazamiento implica un problema importante que es definir verdaderamente cuál es la carga de agrietamiento P_Q . Si se aplica el criterio de la pendiente inicial reducida un 5%, se asume que el avance de grieta ocurre cuando hay un descenso de la rigidez del material y esto es razonable si se considera que se presentan microagrietamientos o agrietamientos internos los cuales causan un avance imperceptible de la grieta. Por otra parte, teóricamente la extensión de grieta ocurre en el valor de carga máxima (P_{max}) y si la no linealidad es muy marcada, la diferencia entre P_{max} y P_Q resulta muy grande (de ahí la restricción de la norma). En la Figura 5.15 se presentan los resultados de P_{max} y P_Q en función de la longitud inicial de grieta.

Sture et al (1999) en ensayos realizados sobre arenas cementadas indican que el avance de grieta se produce en la carga pico, es decir coinciden con el criterio teórico, sin embargo, Konrad y Cummings (2001) trabajando sobre arenas congeladas, reportan un importante efecto de no linealidad asociado al avance irregular de las grietas a través de los granos de arena y consideran que se produce extensión de grieta cuando hay un descenso de la tasa de

aplicación de carga, que fundamentalmente coincide con el inicio de la no linealidad de la curva carga-desplazamiento, de tal manera que aceptan relaciones de P_{\max}/P_Q hasta de 1.9.

En los ensayos realizados en el presente estudio se observó que en general la grieta comienza a extenderse cuando llega al punto de carga máxima e incluso después de tal valor, pero en ningún caso antes, es decir un comportamiento similar al observado por Sture et al (1999). Surge entonces la siguiente pregunta ¿Se debe usar P_Q debido a que la no linealidad de la curva carga-desplazamiento refleja que está ocurriendo avance del agrietamiento, así no se perciba a simple vista o debe usarse P_{\max} , que es la carga a la cual se aprecia el avance dinámico de grieta? Si se usa P_Q , se está por el lado de la seguridad pero se subestima demasiado la tenacidad a la fractura del material y si se usa P_{\max} se despreja el efecto de los desplazamientos y esto puede dar origen a una situación insegura. Aquí queda claro que si no se cumple el criterio de linealidad, la LEFM tiene uso limitado y es necesario definir claramente cuál es la carga que se adopta en cada caso para la evaluación de los parámetros. Los valores de carga de agrietamiento aquí adoptados fueron los de P_Q , evaluados con la pendiente inicial reducida un 5%. Una forma más apropiada de abordar este problema de la no linealidad, sería mediante la aplicación de la mecánica de fractura elastoplástica, pero esto queda por fuera de los alcances de la presente investigación.

En la Figura 5.16 se presentan los valores de la complianza (C) determinados de la pendiente inversa en las curvas carga-desplazamiento. Puede notarse que la complianza se incrementa con la longitud de grieta inicial, especialmente para valores superiores a 20 mm. En esta figura se determina gráficamente la variación de la complianza con la longitud de la grieta ($\partial C / \partial a$).

A partir de los datos de complianza, se puede calcular la tasa crítica de liberación de energía, G_{IC} , mediante (5.17). Teóricamente los valores de G_{IC} deberían ser iguales para todos los tamaños iniciales de grieta porque de acuerdo con los fundamentos de la LEFM se trata de una constante del material, sin embargo se aprecia en la Figura 5.17 cierta dispersión en los resultados, posiblemente asociados a la no linealidad de las curvas de carga-desplazamiento. Los valores máximos y mínimos de G_{IC} fueron 9.7 N/m y 4.4 N/m, respectivamente, con un valor medio de 7.0 N/m (Tabla 5.1).

Si en principio se adopta este valor medio $G_{IC} = 7.0$ N/m como parámetro representativo del material y se expresa P_Q en función de a , de acuerdo con la regresión de la Figura 5.15, se pueden volver a calcular los valores de $C(a)$ siguiendo un proceso inverso, es decir, integrando (5.17), con lo cual se obtiene:

$$C = 9.0 \times 10^{-4} e^{0.2354a} \quad (5.39)$$

En la Figura 5.18, se puede ver que la curva de complianza así calculada es más suave que la obtenida con las medidas iniciales.

Ahora volviendo a los valores individuales de G_{IC} que se determinaron para cada longitud de grieta, se pueden calcular los valores de tenacidad a la fractura (K_{IC}) mediante la ecuación (5.30), es decir, corresponden a valores deducidos de la complianza. El valor medio de K_{IC} , obtenido por este método fue $3.5 \text{ kN/m}^{1.5}$, con variaciones entre 2.8 y $4.1 \text{ kN/m}^{1.5}$ (Tabla 5.1).

En este caso los parámetros elásticos que se emplearon fueron el módulo de elasticidad $E = 1600$ kPa y relación de Poisson $\nu = 0.3$.

Los valores de K_{IC} determinados por el método directo (ecuación 5.34) se calcularon de dos maneras, dependiendo de la ecuación empleada para obtener $\hat{k}(\alpha)$. Cuando $\hat{k}(\alpha)$ se obtuvo mediante la ecuación de Srawley (ecuación 5.35) se denominó K_{IC} directo (A) y cuando se evaluó con la ecuación de la ASTM (ecuación 5.36), se denominó K_{IC} directo (B).

Los valores de K_{IC} directo (A) presentaron amplia dispersión y tendencia a disminuir con de la longitud de grieta inicial. Los resultados mínimo, máximo y medio fueron respectivamente 4.6 y 9.8 y 7 kN/m^{1.5}.

Los valores K_{IC} directo (B) mostraron mayor uniformidad y se ajustaron de mejor manera a los determinados por el método de la complianza, pues los resultados variaron entre 3.5 y 6.2 kN/m^{1.5} y su valor medio fue de 4.8 kN/m^{1.5}.

En la Tabla 5.1 y en la Figura 5.19 se presentan los resultados obtenidos por los diferentes métodos, todos ellos mediante ensayos de deformación controlada.

A partir de los datos de K_{IC} se puede verificar la validez de las pruebas de LEFM en términos del espesor mínimo utilizado ($B = 25$ mm). De acuerdo con la ecuación (5.37), si la resistencia a la tracción es $\sigma_{ys} = \sigma_t = 52$ kPa, entonces es necesario que K_{IC} sea menor que 5.2 kN/m^{1.5}. Esto hace que varios de los ensayos no cumplan con tal exigencia, principalmente los del método directo (A), lo cual indica que probablemente el método de la complianza y el directo (B) se ajustan de mejor manera a la condición de deformación plana requerida por LEFM. Además, al analizar la Figura 5.19 se nota que para longitudes iniciales de grieta mayores de 18 mm, los datos de K_{IC} obtenidos por estos dos últimos métodos tienden a presentar un valor uniforme, cercano al máximo permitido.

Este problema de las dimensiones mínimas de muestra constituye una de las principales limitantes para la aplicación de LEFM en materiales como el hormigón, donde resulta poco práctico y costoso preparar especímenes lo suficientemente grandes para que sean válidos los ensayos. La causa de los requerimientos de muestras de gran espesor se debe a que en el hormigón el mecanismo de agrietamiento es diferente al que ocurre en metales, puesto que no se presenta fluencia sino microagrietamiento y reblandecimiento del material (Bazant y Planas, 1998). En arcillas al parecer ocurre una situación similar, donde hay influencia de los microagrietamientos en el comportamiento del material (ver capítulo 6).

Como ya se mencionó anteriormente, una forma de determinar los parámetros de LEFM en los casos que la ZPF es muy grande respecto a las dimensiones de la muestra es mediante modelos elásticos no lineales, uno de estos modelos es el Efecto de Tamaño que se discute en el apartado 5.5.

5.3.5 Resultados de ensayos de carga controlada

Los ensayos de carga controlada usualmente no se emplean para determinar parámetros de mecánica de fractura, sin embargo, como se mencionó anteriormente, con un procedimiento

relativamente simple es posible realizar este tipo de pruebas que resultan interesantes para entender los mecanismos de agrietamiento y para compararlos con los ensayos de deformación controlada, puesto que como se explicó en el apartado 5.2.3, el trabajo realizado por las cargas externas es diferente en cada caso: en los ensayos de deformación controlada la grieta no se puede propagar rápidamente ya que su apertura está controlada por el sistema y por lo tanto la fuerza requerida para la apertura desciende después del pico (ver Fig. 5.14). En cambio, en los ensayos de carga controlada el trabajo realizado por las cargas externas siempre se incrementa, tanto por el aumento progresivo de las cargas como por el incremento continuo de los desplazamientos, como se puede apreciar la Figura 5.20.

En esta figura se observa también que en algunos casos la rigidez inicial de las muestras es muy alta, probablemente debido a efectos capilares que se presentan al inicio del ensayo cuando la grieta está casi cerrada, por lo tanto, la complianza inicial (inverso de la rigidez) tiende a ser cero. En los ensayos que mostraron este comportamiento, se consideró que la carga de agrietamiento P_Q , se presentaba para un 2% de la deformación máxima, condición a partir de la cual se estima que comienza el comportamiento no lineal para esta arcilla. La complianza por su parte se evaluó considerando una secante entre el origen y el punto de la curva donde ocurre la carga P_Q . En los casos en que la complianza inicial era diferente de cero, la carga de agrietamiento se determinó de forma convencional, es decir, para una pendiente reducida en 5% respecto a la inicial. En la Tabla 5.2 se presentan los datos y resultados de los ensayos y en la Figura 5.21 se muestra la variación de la complianza respecto a la longitud inicial de la grieta. A partir de esta gráfica y de manera similar a lo que se hizo en los ensayos de deformación controlada, se calcula $\partial C / \partial a$.

Los criterios de carga de agrietamiento que se utilizaron en estos ensayos, pueden considerarse razonables en términos de linealidad y son compatibles con el empleado en los ensayos de deformación controlada, puesto que en ambos casos se asume que la carga de inicio de grieta ocurre al final del rango elástico del material, sin que necesariamente en el exterior de la muestra sea evidente tal proceso. No obstante, en varios ensayos se observó a simple vista que el inicio de la extensión de la grieta ocurría para deformaciones muy superiores al 2% de la deformación máxima, con frecuencia para deformaciones cercanas al 50% de la máxima o mayores y cargas entre el 80 y 90% de la carga de rotura, es decir cuando el comportamiento ya es notoriamente de tipo elastoplástico. En la Tabla 5.2 se presentan los datos de desplazamiento medido en tres de los ensayos en los que se observó claramente el momento de inicio del avance de la grieta. Estos resultados nuevamente ponen de manifiesto la necesidad de usar mecánica de fractura elastoplástica para evaluar de mejor manera el comportamiento de la arcilla.

Con los valores de P_Q calculados al final del tramo elástico y con la variación de la complianza para diferentes valores iniciales de grieta (Fig. 5. 21), se evaluó G_{IC} mediante (5.17), cuyos resultados mínimo, máximo y medio fueron respectivamente 3.8 y 6.5 y 5.3 N/m. Estos resultados pueden verse en la Figura 5.22 y en la Tabla 5.2.

Por su parte, los valores de K_{IC} estimados tanto por el método directo como por el de la complianza se presentan en la Figura 5.23 y en la Tabla 5.2. Por el método de la complianza se obtuvo un valor relativamente constante de $3 \text{ kN/m}^{1.5}$, por el método directo (A) los valores de K_{IC} fueron sensiblemente mayores y poco uniformes, ya que presentaron una variación entre 6.7 y $10.7 \text{ kN/m}^{1.5}$ y por el método directo (B) se obtuvieron valores de K_{IC} intermedios entre los dos anteriores.

5.4. Efecto de tamaño en mecánica de fractura

El efecto de tamaño en mecánica de fractura (Bazant, 1984) tiene en cuenta que en materiales cuasifrágiles, como el hormigón, las rocas, algunas cerámicas y las arcillas duras, entre otros, la resistencia a la fractura depende del tamaño de la estructura o de la muestra sometida a carga. Tal comportamiento es diferente del que predicen las teorías clásicas de resistencia de materiales para evaluar la capacidad de carga en términos de tensiones o deformaciones críticas. Debido al efecto de tamaño, si se comparan dos estructuras geoméricamente similares, la resistencia nominal de la estructura grande es diferente (generalmente menor) que la de la pequeña. De acuerdo con el Comité ACI-446 (1992, citado por García, 1997) el efecto de tamaño es una de las tres razones principales para emplear la mecánica de fractura (MF) en el análisis de comportamientos cuasifrágiles, puesto que considera los efectos de la geometría y del tamaño de la estructura sobre la tensión nominal máxima de componentes y sistemas estructurales, las otras dos razones son que la MF considera de forma realista el reblandecimiento (softening) y que tiene en cuenta la energía disipada en el proceso de fisuración, en conjunción con tensiones o deformaciones, lo cual se acerca más a la realidad que el criterio convencional basado sólo en la resistencia.

Bazant y Planas (1998) indican que el efecto de tamaño en estructuras de hormigón puede tener seis causas diferentes, como son: el efecto de pared (relacionado con la diferencia de tamaños de agregados), fenómenos de difusión, calor de hidratación, efecto estadístico, características fractales de las superficies de fractura y el propio efecto de tamaño de mecánica de fractura. Este último es de lejos el más importante y está relacionado con la liberación de energía almacenada en el frente de fractura.

En los siguientes numerales se discutirán en primer término los aspectos conceptuales del efecto de tamaño, tratando de establecer relaciones entre las características descritas para el hormigón y las que se observan en arcillas, luego se presentará el programa experimental, consistente en series de ensayos de mecánica de fractura en tensión controlada, con muestras de arcilla, geoméricamente similares pero de tres tamaños diferentes, con los cuales se busca determinar si se cumple el efecto de tamaño y en particular, evaluar los parámetros K_{IC} y G_{IC} mediante los criterios de efecto de tamaño, pues como se mencionó en el apartado 5.2.5, este es un método elástico no lineal, que puede emplearse cuando la zona plástica tiene dimensiones no despreciables, comparadas con las dimensiones de la muestra y este era precisamente uno de los problemas que se tenían para aplicar la LEFM en los ensayos presentados previamente.

5.4.1 Tensión nominal y representación del efecto de tamaño

Para evaluar el efecto de tamaño es necesario comparar el comportamiento de estructuras geoméricamente similares pero de diferente tamaño. Para ello es conveniente definir la *tensión nominal* σ_N que sirve como parámetro de carga y corresponde a la carga dividida por la sección transversal típica, entonces σ_N se expresa para similitudes bidimensionales y tridimensionales de la siguiente manera:

$$\sigma_N = c_N \frac{P}{bD} \quad (\text{similitud bidimensional}) \quad (5.40)$$

$$\sigma_N = c_N \frac{P}{D^2} \quad (\text{similitud tridimensional}) \quad (5.41)$$

Donde P es la carga, b es el espesor de la estructura, c_N es un coeficiente que se introduce por conveniencia en algunos casos de análisis de estructuras, pero que si se quiere, como se hace en el presente estudio, puede escogerse $c_N = 1$, D es la dimensión característica de la estructura, la cual puede escogerse como cualquier dimensión de la misma, por ejemplo, en una viga podría ser su altura o su luz y en una muestra de suelo que se ensaye para MF su altura o su espesor ya que sólo interesan los valores relativos de σ_N . Si la carga de inicio de grieta corresponde a la carga máxima (P_{max}), también denominada carga última (P_u), entonces la tensión nominal se denomina tensión nominal última σ_{Nu} .

De acuerdo con las teorías clásicas de falla, σ_{Nu} es constante para una geometría dada, agrietada o no agrietada, independientemente de su tamaño, de tal forma que si se grafica el logaritmo de la resistencia ($\log \sigma_{Nu}$) contra el logaritmo del tamaño ($\log D$), se obtiene una línea horizontal, como la que se muestra a trazos en la Figura 5.24a, lo cual indica que no hay efecto de tamaño al considerar tales criterios de resistencia o de fluencia.

Si el análisis se hace con LEFM, se observa en cambio un fuerte efecto de tamaño, el cual en la Figura 5.24a se representa por la línea a trazos, inclinada con pendiente $-1/2$. Para el caso de estructuras de hormigón, se presenta un comportamiento de transición entre estructuras muy pequeñas, que se aproximan asintóticamente a una línea horizontal (caso de teorías clásicas) y estructuras grandes que se aproximan a la pendiente $-1/2$ predicha por LEFM, como se muestra en la curva de línea continua. Esta gráfica empleada para representar el efecto de tamaño recibe el nombre de curva bilogarítmica.

El efecto de tamaño también se manifiesta en la ductilidad de la estructura o de la muestra sometida a carga, pues en general, en las curvas de carga-deflexión, las estructuras pequeñas fallan a mayor deflexión relativa que las grandes, tal como se muestra esquemáticamente en la Figura 5.24b (Bazant y Planas, 1998).

5.4.2 Efecto de tamaño en términos de balance de energía

Para este análisis se parte de los conceptos básicos de la mecánica de fractura, los cuales plantean que para que una grieta se propague se requiere que la energía disponible sea igual a la energía requerida para su propagación. Si se considera una placa como la de la Figura 5.25a, en la cual se acepta que la primera fractura se desarrolla a partir de la formación de una banda de agrietamiento de ancho h_f , conformando el área ABCD, la extensión unitaria de esta banda de agrietamiento requiere de cierta energía por unidad de espesor, la cual corresponde a la energía de fractura G_{IC} , que como se indicó anteriormente, en LEFM es un parámetro que puede considerarse aproximadamente como una constante del material (para ampliaciones sobre el modelo de banda de agrietamiento ver por ejemplo Bazant (1976), Bazant y Cedolin (1983), Bazant y Planas (1998)).

El balance de energía que permite determinar la carga requerida para propagar la banda de agrietamiento, se puede plantear de la siguiente manera: en primer lugar, bajo una condición de tensión constante σ_N (correspondiente a la carga de propagación de grieta), la energía elástica almacenada por la placa antes de que se presente cualquier agrietamiento es $\sigma_N^2/2E$,

es decir, el área bajo la curva tensión – deformación. Una vez que se presenta la banda de agrietamiento o la grieta inicial, la energía elástica próxima a la zona de agrietamiento se libera, hasta llegar a un valor de cero. De acuerdo con Bazant y Planas (1998), se puede asumir que la zona en la cual se ha liberado esa energía corresponde al área JECD de la Figura 5.25a, la cual, como se puede ver, está limitada por dos líneas de pendiente k , cuyo valor deberá ser determinado empíricamente.

Cuando la banda de agrietamiento se prolonga una longitud Δa , la zona donde se ha liberado la energía elástica se amplía al área IFGH. Si se considera ahora otra estructura geoméricamente similar, pero de mayor tamaño y sometida a la misma tensión nominal, como se muestra en la parte derecha de la Figura 5.25a, se tiene una longitud inicial de banda de agrietamiento mayor, por lo tanto, cuando ocurre una extensión unitaria de grieta, se libera mayor cantidad de energía en la estructura más grande y esta es la razón por la cual se presenta el efecto de tamaño.

Lo anterior puede plantearse matemáticamente de la siguiente forma: en la Figura 5.25a el área sombreada representa la energía de deformación liberada por la propagación de la grieta una longitud Δa y corresponde la diferencia entre el área exterior (IFGH) y el área interior (JECD), la cual está dada por: $b(h_f \Delta a + 2ka_0 \Delta a)(\sigma_N^2 / 2E)$, donde b es el espesor de la placa. Esta energía debe ser igual a la energía requerida para crear la fractura, la cual es: $G_{IC} b \Delta a$. Igualando estas dos expresiones se obtiene el balance de energía:

$$b(h_f \Delta a + 2ka_0 \Delta a)(\sigma_N^2 / 2E) = G_{IC} b \Delta a \quad (5.42)$$

Despejando la tensión nominal para la condición última, se obtiene la ecuación de efecto de tamaño de Bazant:

$$\sigma_{Nu} = \frac{Bf_t'}{\sqrt{1 + D / D_0}} \quad (5.43)$$

Donde

$$Bf_t' = \sqrt{\frac{2G_{IC} E}{h_f}} = \text{constante y } D_0 = \frac{h_f D}{2ka_0} = \text{constante} \quad (5.44)$$

$f_t' = \sigma_{ys}$ es la resistencia a la tracción del material, la cual se introduce sólo con propósitos dimensionales. Se debe anotar que B es una constante adimensional y D_0 es una constante con dimensiones de longitud, además, tanto B como D_0 dependen de las propiedades de fracturación del material y de la geometría o forma de la estructura, pero no de su tamaño.

La ecuación (5.43) se cumple no sólo para el caso de banda de agrietamiento sino también para el caso de una grieta longitudinal simple, como se presenta en la Figura 5.25b. En este caso, la zona de proceso de fractura, que se presenta delante de la punta de la grieta y que en términos preliminares podría considerarse constante, define el tamaño del área que ha sufrido pérdida de energía por la presencia de la grieta, área ABC. De manera similar al caso anterior, al prolongarse la grieta una longitud Δa , se produce disipación de energía y se

incrementa el área hasta conformar el triángulo IEF. Al calcular esta diferencia de energía e igualarla a la energía necesaria para producir la fractura, se encuentra que:

$$Bf'_t = \sqrt{\frac{G_{IC}E}{k c_f}} = \text{constante, y } D_0 = c_f \frac{D}{a_0} = \text{constante} \quad (5.45)$$

Donde c_f es la diferencia entre la longitud de grieta equivalente y la longitud de grieta inicial (a_0). Cuando c_f tiende a cero, se considera que la zona plástica es muy pequeña y por lo tanto el comportamiento es netamente ajustado a la LEFM.

La ley de efecto de tamaño (size effect law, ZEL) propuesta por Bazant (1984), ha sido verificada en varios experimentos sobre materiales cuasifrágiles, empleando diferentes tipos de muestras. Para obtener los parámetros que se usan en (5.43) debe hacerse una regresión a partir de los valores medidos de σ_N en ensayos de laboratorio. Normalmente se deben utilizar programas comerciales de regresión, sin embargo, con cierta manipulación previa de los datos, también es posible hacer regresiones de tipo lineal como se explica más adelante en el análisis de los ensayos realizados en esta investigación.

5.4.3 Otras causas del efecto de tamaño en la resistencia nominal

De acuerdo con Bazant y Planas (1998) en estructuras de hormigón, además del efecto propio de mecánica de fractura, hay cinco diferentes efectos de tamaño que pueden influir para que el valor de la resistencia nominal dependa del tamaño de la estructura y como se podrá ver muchos de ellos son igualmente aplicables al caso de la resistencia de suelos sujetos a desecación:

5.4.3.1. Efecto de capa de borde o efecto de pared

Este efecto puede ser de tres tipos, el primero, que se presenta en estructuras de hormigón, se debe a que en las paredes de la estructura inevitablemente se concentran partículas de menor tamaño relativo y también allí es mayor el contenido de cemento y de mortero, por lo tanto, si la estructura es pequeña, la capa próxima a las paredes, cuyo espesor es independiente del tamaño de la estructura, representa una proporción significativa de su sección transversal, mientras que en estructuras grandes tal proporción es mucho menor (Fig. 5.26), sin embargo, de acuerdo con Bazant y Planas, este efecto de tamaño en la mayoría de los casos no parece ser muy significativo.

El segundo tipo de efecto de capa de borde se presenta porque bajo tensión normal, paralela a la superficie, ocurre un desajuste entre las propiedades elásticas del agregado y las de la matriz de mortero, esto genera tensiones transversales en el interior (Fig. 5.27), mientras que en la superficie tales tensiones son cero. Este efecto es menor en estructuras grandes que en pequeñas.

El tercer tipo de efecto de capa de borde se debe a la expansión lateral y se conoce como efecto de Poisson, el cual hace que la capa superficial esté en condición cercana a tensión plana, mientras que la parte interior está próxima a una condición de deformación plana. Al igual que en el caso anterior, este efecto es más notorio en muestras pequeñas.

En suelos el efecto de tamaño asociado con capa de borde, se puede presentar por ejemplo en una muestra que parte de una condición de muy alta humedad (slurry), donde es posible que se produzca mayor concentración de partículas finas en los bordes y en la parte superior del molde que en la parte central. El segundo efecto, relacionado con desacoples entre las propiedades elásticas entre la matriz y los agregados puede presentarse en suelos de gradación variable, pero también en materiales uniformes y de grano fino que son los que usualmente sufren agrietamientos por desecación, debido a la formación de grumos por fenómenos capilares, estos grumos actúan como fragmentos mayores que interactúan con el resto de la matriz y el tercer efecto o efecto de Poisson puede llegar a ser importante en suelos si se consideran procesos de expansión lateral por cambios de succión, los cuales causan distribuciones no uniformes en las tensiones internas.

5.4.3.2 Fenómeno de difusión

Este efecto se debe a que los tiempos medios de los procesos de difusión como son los de conducción de calor, de secado o de transferencia de agua a través de los poros, son proporcionales al cuadrado del tamaño de la estructura, al mismo tiempo los procesos de difusión cambian las propiedades de los materiales y producen tensiones residuales que a su vez dan origen a deformaciones inelásticas y agrietamiento. Por esta razón, los agrietamientos que tienden a presentarse en la superficie de estructuras de hormigón debidos al secado pueden tener patrones de orientación y de densidad muy diferentes, dependiendo del tamaño de la estructura.

Un comportamiento muy similar se presenta también en suelos sometidos a desecación ya que la respuesta en el patrón de agrietamiento es muy dependiente del tamaño de las muestras, como se verá en los capítulos siguientes.

5.4.3.3 Calor de hidratación

Este es un fenómeno que se presenta en estructuras de hormigón y está asociado con reacciones químicas durante el fraguado. Su efecto es similar al de difusión puesto que el tiempo medio de disipación del calor de hidratación en una estructura es proporcional al cuadrado de su tamaño, por lo tanto los elementos de mayor tamaño alcanzan mayores temperaturas. Estos incrementos no uniformes de temperatura pueden producir agrietamiento, inducir desecación y alterar de manera importante las propiedades del material. Los procesos de hidratación de las arcillas, desencadenan también varias reacciones químicas complejas (ver Mitchell, 1993), que probablemente generan aumentos de temperatura, sin embargo, éstos al parecer son menos significativos que los que se presentan durante el fraguado del hormigón (por ejemplo en la arcilla ensayada en esta investigación, al tacto no se detectaron aumentos de temperatura cuando se hidrataban las muestras). Por esta razón, en términos de efecto de tamaño, el calor de hidratación en la arcilla puede ser menos importante que en el hormigón.

5.4.3.4 Efecto Estadístico

Originalmente se consideraba que este efecto se debía a la aleatoriedad de la resistencia de un material conformado por diferentes compuestos. La teoría, propuesta por Weibull (1939), conocida como el modelo de la cadena, establece que la resistencia de una cadena (o de una estructura) está gobernada por la resistencia del eslabón más débil y por lo tanto el efecto

estadístico indica que mientras más larga sea la cadena, mayor es la probabilidad de que aparezcan eslabones débiles y por tanto, menor es el valor de resistencia que puede esperarse.

Tradicionalmente el efecto estadístico se ha usado para explicar la mayoría de los efectos de tamaño en estructuras de hormigón, especialmente de barras largas sometidas a tracción, sin embargo, se ha encontrado que no puede aplicarse a muchas fallas en estructuras de hormigón reforzado, ya que a diferencia de lo que ocurre en estructuras metálicas, donde la rotura se produce en el inicio de una grieta macroscópica (cuando una microgrieta o fisura adquiere dimensiones macroscópicas), en estructuras de hormigón, la rotura sólo ocurre después de una gran propagación de grieta estable, la cual causa redistribución y disipación de la energía almacenada. Este proceso genera un fuerte efecto de tamaño que domina sobre cualquier efecto estadístico ya que el crecimiento de las grietas decisivas se concentra en una zona muy reducida, de modo que el efecto estadístico, relacionado con toda la estructura llega a ser irrelevante.

En suelos el comportamiento es muy similar al que se presenta en el hormigón, pues en un proceso de secado aparecen microgrietas que no intervienen de forma decisiva en el agrietamiento general e incluso algunas de ellas tienden a cerrarse a medida que se seca el material y sólo aquellas grietas dominantes por su ubicación o por su orientación respecto a la dirección de las tensiones, son las que finalmente definen el agrietamiento del suelo. Este comportamiento se observó en varias muestras tanto en análisis microscópicos como en muestras de laboratorio de tamaños intermedios (ver Capítulos 6 y 7) y también ha sido reportado por Vallejo (1987) en ensayos especiales de corte directo sobre arcillas duras en los cuales al inducirse grietas iniciales de cierta orientación, éstas determinan el patrón agrietamiento final de la muestra una vez sometida a corte.

Lo (1979) abordó el tema del efecto para explicar porqué la resistencia al corte no drenada determinada en muchos ensayos sobre arcilla fisuradas era menor en muestras pequeñas que en muestras grandes y atribuyó tal comportamiento a un efecto estadístico pero no aplicado a toda la muestra, como en el caso de la teoría de Weibull sino a un área potencial de rotura. Con base en sus análisis propuso que cuando las arcillas estuvieran fisuradas se evaluara una resistencia operacional cuyo valor depende de la distribución de las fisuras y del área potencial de rotura y fluctúa entre la resistencia intacta (o del material sin fisuras) y la resistencia residual. De acuerdo con lo explicado por Bazant (1984) y con los procesos de avance estable de grietas observados en las arcillas, probablemente el efecto de tamaño de mecánica de fractura sea más significativo en la reducción de resistencia en muestras grandes que el efecto estadístico propuesto por Lo (1979).

5.4.3.5. Naturaleza fractal de las superficies de agrietamiento

Las hipótesis que pretenden explicar el efecto de tamaño a partir de la naturaleza fractal de las superficies de agrietamiento han sido planteadas por Carpinteri (1994a,b), Carpinteri y Chiaia (1996), etc., sin embargo, de acuerdo con Bazant (1995, 1997) y Bazant y Planas (1998), esta naturaleza fractal o de autosimilitud de los agrietamientos a diferentes escalas de observación, no tiene un papel significativo en el proceso de formación de nuevas superficies de fractura, porque de lo contrario, modificaría el efecto de tamaño de mecánica de fractura, lo cual no se refleja en los resultados de muchos estudios experimentales que se ajustan al diagrama bilogarítmico (Fig. 5.24a).

En suelos el fenómeno de agrietamiento presenta características fractales desde el punto de vista cualitativo, pues la forma típica de las grietas se conserva a muy diferentes escalas de observación, obedeciendo al principio de autosimilitud, propio de los fractales (ver Capítulo 6), asimismo, la rugosidad de los granos, que puede tener cierta relación en la orientación de los agrietamientos, puede estudiarse en términos de su dimensión fractal, tal como lo propone Vallejo (1995), sin embargo, no se tiene información específica sobre la influencia de la naturaleza fractal en el efecto de tamaño.

5.5 Ensayos para evaluar parámetros de fractura sobre la arcilla de Bogotá, a partir de la ley de efecto de tamaño

Para evaluar los parámetros G_{IC} y K_{IC} a partir de la ley de efecto de tamaño, es necesario realizar ensayos sobre muestras geoméricamente similares pero de diferentes tamaños. Para hormigón las pruebas están bien establecidas, de acuerdo con la recomendaciones de la RILEM (1990, citada por Bazant y Planas, 1998), sin embargo para arcillas no se cuenta con normas o procedimientos de ensayo, por lo cual se decidió adoptar algunas de las recomendaciones dadas para hormigón.

En general, el programa de ensayos consistió en la realización de pruebas de fractura en muestras tipo CT, con tres tamaños diferentes, para ello se fabricaron dos moldes adicionales al que se tenía para los ensayos descritos en los apartados anteriores, como se muestra en la Figura 5.28. Por cada tamaño de muestra se realizaron 3 ensayos, controlando que la humedad se mantuviera entre 35% y 36% correspondiente a una succión próxima a 1MPa. En estas condiciones, tal como se ha indicado anteriormente, se puede considerar que el suelo está saturado.

Todas las pruebas fueron de carga controlada, es decir aplicando pequeños incrementos de carga hasta producir la rotura y se midió simultáneamente el desplazamiento o apertura de grieta. Los equipos empleados y los procedimientos de preparación de las muestras y de ejecución de los ensayos son los mismos que se explicaron en el apartado 5.3.3 y las características y dimensiones de cada tipo de muestra se presentan en la Figura 5.29.

Los ensayos de carga controlada para evaluar efecto de tamaño presentan una cierta ventaja experimental respecto a los de deformación controlada, debido a que su montaje es relativamente sencillo para diferentes tamaños de muestra y permite la aplicación gradual de cargas muy pequeñas, lo cual es especialmente útil en las muestras de menor tamaño, ya que si se hicieran a deformación controlada sería necesario emplear una celda de carga de muy alta sensibilidad, Sin embargo, como ya se mencionó, este tipo de pruebas tiene inconvenientes como la imposibilidad de conocer la repuesta después del valor pico y la dificultad de establecer un criterio claro de no linealidad de la curva tensión-desplazamiento y por lo tanto, la determinación de la carga de inicio de grieta puede resultar ambigua.

5. 5.1 Resultados de los ensayos de efecto de tamaño

Los datos y resultados de estos ensayos se resumen en la Tabla 5.3. En total se analizaron tres tamaños diferentes de muestra y de cada tamaño se hizo una serie de 3 ensayos. Las muestras pequeñas corresponden a la serie A1 a A-3, las de tamaño intermedio a la serie B-1 a B-3 y las grandes a la serie C-1 a C-3.

En la Figura 5.30 se presentan las curvas de carga-desplazamiento de cada uno de los ensayos. En estos casos la pendiente inicial de las curvas resultó en general menos pronunciada que en los ensayos previos (ver Fig. 5.20) y esto permitió determinar las cargas de inicio de grieta (P_Q) con el procedimiento convencional de intersección entre la curva y una recta con pendiente inicial reducida un 5%.

Para comparar las diferentes gráficas, es más conveniente representarlas en términos de la tensión nominal y del desplazamiento relativo, como se muestra en la Figura 5.31. Teniendo en cuenta que los tres tamaños de muestra guardan similitud tridimensional, la tensión nominal se calcula con (5.41), adoptando $c_N = 1$, mientras que el desplazamiento relativo corresponde al desplazamiento dividido por la relación de tamaños, que en este caso es 1:2:4, es decir, si se toman como referencia las muestras pequeñas, los desplazamientos relativos de las muestras medianas son la mitad y los de las muestras grandes la cuarta parte.

En las curvas de la Figura 5.31 aparece clara una de las características del efecto de tamaño relacionada con las deflexiones relativas, pues como se ve, las muestras pequeñas presentan mayores desplazamientos relativos que las de las muestras grandes, tal como se señalaba esquemáticamente en la Figura 5.24b.

Con la tensión nominal, que en este caso no sería σ_{Nu} sino σ_{N_Q} y la dimensión característica de las muestras D , se elaboró la curva bilogarítmica (Fig. 5.32), donde se puede apreciar que mientras mayor sea el tamaño de la muestra, menor es la resistencia, comprobándose así que se cumple el efecto de tamaño. Los datos de esta figura se presentan en la Tabla 5.3

Además de verificar el efecto de tamaño, que era el propósito fundamental de estos ensayos, interesa evaluar la ecuación de efecto de tamaño de Bazant (ecuación 5.43), para ello se puede utilizar una regresión de tipo no lineal o un procedimiento alternativo que emplea una regresión de tipo lineal propuesta por Bazant (1984). En este caso se empleó la regresión lineal, para lo cual se grafica D en el eje de las abscisas y $1/\sigma^2_{N_Q}$ en el eje de las ordenadas y se obtienen mediante regresión, la pendiente de la recta (A) y el intercepto con el eje de las ordenadas (C), como se muestra en la Figura 5.33. Los parámetros así obtenidos fueron: $A = 8.85 \text{ kPa}^{-2} \text{ m}^{-1}$ y $C = -0.08 \text{ kPa}^{-2}$.

Los términos de la ecuación (5.43) se determinan a partir de la regresión anterior como:

$$Bf'_t = \frac{1}{\sqrt{C}}, \quad D_o = \frac{C}{A} \quad (5.46)$$

Debido a que C es muy cercano a cero Bf'_t resulta indeterminado y D_o tiende a cero. De acuerdo con Bazant y Planas (1998), cuando C tiende a cero la zona plástica es muy pequeña y por lo tanto, el comportamiento del material se ajusta a la LEFM, de esta manera, los datos se pueden ajustar directamente a la línea de pendiente $-1/2$, sin aplicar la transición que describe la ecuación (5.43). Este resultado aparentemente es incongruente con la alta plasticidad de la arcilla ensayada, pero podría explicarse por el hecho de que se está considerando una carga de inicio de grieta (P_Q) precisamente en el tramo lineal, con un valor muy por debajo de la carga de rotura total.

Los dos parámetros básicos de mecánica de fractura (K_{IC} y G_{IC}), también se pueden evaluar a partir de la regresión lineal de efecto de tamaño, de la siguiente manera (para el detalle de la obtención de estas relaciones ver Bazant y Planas, 1998):

$$K_{IC} = \hat{k}(\alpha) \frac{1}{\sqrt{A}}, \quad G_{IC} = \frac{\hat{k}(\alpha)^2 (1-\nu^2)}{E A} \quad (5.47)$$

Donde E es el módulo de Young, ν la relación de Poisson y $\hat{k}(\alpha)$ se definió en (5.35) y (5.36)

En los ensayos realizados $a/W = \alpha = 0.48$ y es igual para todos los tamaños de muestra debido a la simetría de las mismas, $E = 1600$ kPa y $\nu = 0.3$, con lo cual se obtienen los siguientes valores para la arcilla de Bogotá:

Si se emplea el método directo (A) ó ecuación (5.35) de Srawley, $\hat{k}(\alpha) = 9.1$, $K_{IC} = 3.1$ kN/m^{1.5} y $G_{IC} = 5.3$ N/m y si se emplea el método directo (B) ó ecuación (5.36) la de la ASTM, $\hat{k}(\alpha) = 6.8$, $K_{IC} = 2.3$ kN/m^{1.5} y $G_{IC} = 3.0$ N/m.

En la Tabla 5.4 se comparan los intervalos de variación de G_{IC} obtenidos en los ensayos anteriores por el método de la complianza, con los que obtuvieron a partir de la ley de efecto de tamaño y puede verse que los valores determinados por efecto de tamaño son un poco menores, especialmente los que se determinaron por el método (B).

En la Tabla 5.5 se presenta el resumen de los resultados de K_{IC} determinados por los diferentes procedimientos, donde se observa que los valores obtenidos por efecto de tamaño son ligeramente más bajos que los de la complianza y bastante menores que los del método directo. Estos valores bajos de K_{IC} y G_{IC} pueden considerarse como el límite inferior del intervalo de variabilidad de los parámetros de fractura y como ya se había indicado, de acuerdo con los resultados obtenidos, no es necesario hacer corrección por efecto de tamaño.

Por otra parte, si se acepta que los valores obtenidos por efecto de tamaño son los más representativos de la arcilla estudiada, entonces el método directo (B) se puede considerar más apropiado que el método directo (A).

5.6 Comparación de resultados con otros estudios

Con el propósito de tener un panorama más general sobre los parámetros de MF obtenidos en otros estudios, con distintas técnicas y diferentes tipos de suelos, en la Tabla 5.6 se presenta un resumen de algunos de los resultados reportados en la literatura.

Dentro de los resultados de G_{IC} determinados por el método de la complianza se tienen los reportados por Lee et al (1988) y los de Ayad et al (1997). En el primer caso, se trabajó con una sola muestra de tipo CT y se determinó un valor de $G_{IC} = 110$ N/m para una arcilla sobreconsolidada de Singapur y a partir de este valor se deduce que $K_{IC} = 12.7$ kN/m^{1.5}, en el segundo caso se trabajó con tres muestras de tipo CT y se obtuvo para una arcilla blanda de Canadá un valor de $G_{IC} = 0.35$ N/m, con lo cual se determinó que K_{IC} variaba entre 1.35 y

$1.6 \text{ kN/m}^{1.5}$, dependiendo del módulo de elasticidad adoptado. En ambos estudios los ensayos se realizaron sobre muestras inalteradas.

En los demás estudios indicados en la Tabla 5.6 se evaluó K_{IC} por el método directo y en general los programas de ensayos consistieron en analizar cómo variaban los parámetros de fractura al modificarse ciertas condiciones del material:

Saada et al (1985) utilizaron muestras de arcilla caolinítica, consolidadas a diferentes valores de relación de sobreconsolidación (OCR) y determinaron, a partir de muestras de disco hueco, que K_{IC} disminuye al aumentar OCR, con variaciones de K_{IC} entre 5 y $80 \text{ kN/m}^{1.5}$. Este resultado es inverso al que se reporta en los demás estudios donde K_{IC} tiende a incrementarse a medida que aumenta la rigidez del suelo.

Nichols y Grismer (1997) hicieron ensayos con muestras de tipo SENB sobre arcilla calcárea montmorillonítica del Imperial Valley. Los ensayos se realizaron con cuatro fracciones de distintos tamaños de grano y diferentes valores de humedad, densidad y salinidad del agua. Los valores de K_{IC} que obtuvieron variaron entre 5 y $80 \text{ kN/m}^{1.5}$ y encontraron que K_{IC} varía proporcionalmente con la densidad e inversamente proporcional con la humedad, además no encontraron una tendencia clara de variación con respecto al tamaño de las partículas y muy baja influencia de la salinidad del agua. A partir de K_{IC} determinaron que G_{IC} variaba entre 0.2 y 9 N/m, de manera inversa a la variación de K_{IC} .

Sture et (1999) también realizaron ensayos con muestras tipo SENB pero sobre una arena de Ottawa, fina y uniformemente gradada a la que compactaron con distintas proporciones de azúcar, empleada ésta como agente cementante. Los autores encontraron que al aumentar la concentración de azúcar entre el 5 y el 30%, los valores K_{IC} se incrementaban de forma no lineal entre 22 y $267 \text{ kN/m}^{1.5}$.

Finalmente, Konrad y Cummings (2001) evaluaron K_{IC} sobre muestras de tipo CT en arenas congeladas y encontraron variaciones entre 30 y $780 \text{ kN/m}^{1.5}$ para variaciones en el contenido volumétrico de hielo entre 8 y 30%. A mayor contenido de hielo, mayor K_{IC} .

Este panorama muestra la amplia variabilidad de los parámetros de MF que se pueden obtener experimentalmente, dependiendo tanto de las características del material como de las condiciones de ensayo y permite ver que los intervalos de variación obtenidos en el presente estudio son razonables para el tipo de muestra analizada. Además los valores medios pueden servir como parámetros representativos y los intervalos se pueden afinar mucho más si se descartan los parámetros determinados con la ecuación de Srawley (1976), que como ya se ha indicado brinda los valores menos consistentes.

5.7 Conclusiones

- Los aspectos teóricos de la mecánica de fractura lineal elástica (LEFM) que se estudiaron resultan de gran utilidad para comprender los mecanismos de agrietamiento de materiales y en particular constituyen una herramienta básica para formular el

problema de manera objetiva, en términos de equilibrio de tensiones o de balance de energía.

- En los procesos de desecación de suelos la mecánica de fractura puede aplicarse para analizar las posibles condiciones de avance o de estabilidad de grietas existentes, a partir de unas ciertas condiciones de tensión esperadas. Cuando el suelo aún no se ha agrietado, la mecánica de fractura no es aplicable y es necesario recurrir a los procedimientos clásicos de la mecánica del suelo y establecer la condición de inicio de las grietas mediante la resistencia a la tracción en tensiones efectivas, de acuerdo con lo expuesto en el capítulo anterior.
- Los dos parámetros fundamentales que permiten definir las condiciones de resistencia a la fractura son el factor de intensidad de tensiones (K_{IC}), también conocido como tenacidad a la fractura y la tasa crítica de liberación de energía (G_{IC}). Estos dos parámetros se evaluaron sobre muestras reconstituidas de la arcilla de Bogotá, mediante ensayos con muestras de tipo compacta de tensión (CT), en condiciones de deformación controlada y de carga controlada, en los que se medían los desplazamientos o apertura de la grieta y las correspondientes fuerzas actuantes.
- Los ensayos de carga controlada son relativamente sencillos en su montaje y permiten representar muchas condiciones reales de carga como son las cargas muertas que actúan en una estructura que se puede deformar libremente, las cargas en un talud, las cargas de viento o los agrietamientos de suelos producidos por desecación, sin embargo presentan el problema de que no es posible determinar las características de la curva después del pico ya que se produce rotura súbita porque el trabajo externo siempre es acumulativo.
- Los ensayos de deformación controlada probablemente reflejen menos situaciones reales que los de carga controlada y su montaje es un poco más complicado, sin embargo tienen la ventaja de que se puede determinar en su totalidad la curva de tensión –desplazamiento y esta información es útil para analizar comportamientos en términos de disipación de energía. En ambos casos se encontró que era importante instalar el instrumento de medida de la deformación (LVDT) directamente sobre la muestra para evitar distorsiones en los resultados.
- La principal limitante que se encontró para aplicar LEFM en esta arcilla fue la no linealidad de las curvas tensión–deformación, lo cual, desde el punto de vista de las normas establecidas para metales (ASTM E399) hace inválidas muchas de las pruebas, sin embargo, con el propósito de tener una idea de los valores de G_{IC} y de K_{IC} , se calcularon estos parámetros considerando que la carga de inicio de grieta ocurre al final del tramo lineal (pendiente inicial reducida un 5%), pues a partir de ese punto se presenta disminución de la rigidez debido al crecimiento de defectos en la muestra y aparición de microfisuración (Karihaloo et al, 1995, citado por García, 1997). Konrad y Cummings (2001) en ensayos sobre subbases de pavimentos encontraron problemas de no linealidad y adoptaron criterios similares para determinar la carga de inicio de grieta y Bazant (1997) indica que el inicio de la no linealidad refleja que la grieta comienza a extenderse de forma estable, con valores de carga muy por debajo de la carga de rotura. Para un análisis más riguroso de este comportamiento es necesario

acudir a la mecánica de fractura elastoplástica, pero tal estudio se sale de los alcances de la presente investigación.

- Otro de los temas estudiados en este capítulo fue el del efecto de tamaño que tiene que ver con la reducción de la resistencia al fracturamiento a medida que aumenta el tamaño de las estructuras. Esta es una característica esencial de la mecánica de fractura que la hace diferente de los análisis convencionales de resistencia de materiales. En este caso se evaluó dicho efecto mediante ensayos realizados sobre muestras de tres tamaños diferentes y se encontró que efectivamente, ocurría el efecto de tamaño.
- Los ensayos realizados para la evaluación de efecto de tamaño permiten también determinar los parámetros G_{IC} y K_{IC} y teóricamente cuando existe cierta desviación respecto a la LEFM, estos son los verdaderos parámetros que representan una constante del material (pues no dependen del tamaño de las muestras o de la estructura). En este caso se encontró que con las cargas de agrietamiento adoptadas, los resultados se ajustan a la LEFM y por lo tanto no es necesario hacer correcciones por efecto de tamaño.
- Dentro de las aplicaciones prácticas del efecto de tamaño se podría considerar el caso de los taludes agrietados, donde debido al gran volumen de material involucrado, la magnitud de la energía disponible para incrementar la longitud de las grietas también es grande y por lo tanto la resistencia nominal puede reducirse por debajo de lo que se podría predecir con un método de análisis convencional.
- Los valores de G_{IC} determinados en los ensayos de deformación controlada fueron en general mayores y presentaron mayor dispersión que los obtenidos en ensayos de carga controlada, estos últimos evaluados tanto por el método de la complianza como por el método de efecto de tamaño (ver Tabla 5.4).
- En general la estimación de K_{IC} mostró menor variabilidad cuando se evaluó mediante la complianza que mediante el método directo, esto puede explicarse porque en el primer caso todos los datos están relacionados entre sí mientras que en el segundo cada dato es independiente, sin embargo, el método de la complianza presenta el inconveniente de que la determinación gráfica de la pendiente $\partial C/\partial a$ no es muy precisa.
- Los valores de K_{IC} obtenidos por el método del efecto de tamaño fueron los más bajos, los determinados por el método de la complianza presentaron valores un poco superiores a los anteriores y en general buena uniformidad respecto al tamaño de la grieta, los obtenidos por el método directo (B) presentaron valores intermedios y también fueron relativamente uniformes y los determinados por el método directo (A) presentaron magnitudes bastante superiores a las de los métodos anteriores y en general baja uniformidad.

Ensayo No	a (mm)	a/W (mm/mm)	Pmax (N)	P _Q (N)	Pmax/P _Q (N/N)	C (mm/N)	$\partial C / \partial a$ N ⁻¹	G _{IC} (N/m)	K _{IC} compl. (kN/m ^{1.5})	K _{IC} directo (A) (kN/m ^{1.5})	K _{IC} directo (B) (kN/m ^{1.5})
1DC	10,5	0,233	16,0	11,0	1,45	0,029	0,003	7,3	3,6	9,8	5,9
2DC	14,0	0,311	11,0	8,2	1,34	0,032	0,006	8,1	3,8	8,9	5,8
3DC	15,0	0,333	10,0	8,0	1,25	0,032	0,007	9,0	4,0	9,2	6,2
4DC	15,2	0,338	8,0	7,0	1,14	0,04	0,008	7,4	3,6	8,2	5,5
5DC	19,0	0,422	3,3	3,3	1,00	0,05	0,020	4,4	2,8	4,6	3,5
6DC	20,0	0,444	5,0	4,4	1,14	0,083	0,025	9,7	4,1	6,8	5,0
7DC	21,0	0,467	3,6	3,1	1,15	0,214	0,028	5,4	3,1	5,1	3,8
7DC	23,5	0,522	3,0	2,8	1,07	0,26	0,042	6,6	3,4	5,5	4,2
8DC	24,0	0,533	2,4	2,4	1,00	0,48	0,049	5,6	3,2	4,9	3,7
promedio								7,0	3,5	7,0	4,8

* K_{IC} directo (A) se calcula con ecuación (5.35) de Srawley (1976)
 K_{IC} directo (B) se calcula con ecuación (5.36) de la ASTM (1983)

Tabla 5.1. Datos y resultados de los ensayos de LEFM en deformación controlada sobre muestras de arcilla reconstituida (W = 45 mm)

Ensayo No	a (mm)	a/w	Pmax (N)	P _Q (N)	Pmax/P _Q	C (mm/N)	$\partial C / \partial a$ N ⁻¹	G _{IC} (N/m)	K _{IC} compl. (kN/m ^{1.5})	K _{IC} directo (A) (kN/m ^{1.5})	K _{IC} directo (B) (kN/m ^{1.5})	δ ext grieta mm
1CC	10,0	0,222	26,0	12,5	2,08	0,004	0,0015	4,7	2,9	10,7	6,5	0,87
2CC	13,5	0,300	15,5	8	1,94	0,009	0,0030	3,8	2,6	8,5	5,5	0,8
3CC	15,0	0,333	15,5	6,5	2,38	0,018	0,0075	6,3	3,3	7,5	5,0	
4CC	18,0	0,400	13,0	6	2,17	0,045	0,0090	6,5	3,4	8,2	5,9	1,72
5CC	20,0	0,444	7,0	4,3	1,63	0,090	0,0140	5,2	3,0	6,7	4,9	
promedio								5,3	3,0	8,3	5,5	

δ ext. grieta: deformación a la cual se notó visualmente el inicio de la extensión de la grieta

Tabla 5.2. Datos y resultados de los ensayos de LEFM en carga controlada sobre muestras de arcilla reconstituida (W = 45 mm)

Ensayo	L (mm)	D = W (mm)	B(mm)	a (mm)	Pmax (N)	P _Q (N)	σ _{NQ} (kPa)	1/σ _{NQ} ²
A-1	30	22,50	12,50	10,80	3,70	1,10	2,17	0,21
A-2	30	22,50	12,50	10,80	4,30	1,15	2,27	0,19
A-3	30	22,50	12,50	10,80	2,30	1,60	3,16	0,10
B-1	60	45,00	25,00	21,60	9,60	4,50	2,22	0,20
B-2	60	45,00	25,00	21,60	9,70	4,00	1,98	0,26
B-3	60	45,00	25,00	21,60	11,00	3,90	1,93	0,27
C-1	120	90,00	50,00	43,20	22,50	8,00	0,99	1,03
C-2	120	90,00	50,00	43,20	27,70	9,00	1,11	0,81
C-3	120	90,00	50,00	43,20	32,00	13,00	1,60	0,39

Tabla 5.3 Datos de los ensayos realizados para evaluar efecto de tamaño

Tipo de ensayo	G _{IC} complianza (N/m)			G _{IC} Ef. Tamaño (N/m)	
	min	max	prom	k ₀ (α) (A)	k ₀ (α) (B)
Def. controlada	4,4	9,7	7		
Carga controlada	3,8	6,5	5,3	5,3	3

Tabla 5.4 Resumen de resultados de G_{IC} obtenidos por el método de la complianza y por el método de efecto de tamaño

Tipo de ensayo	K _{IC} complianza (KN/m1.5)			K _{IC} directo (A) (KN/m1.5)			K _{IC} directo (B) (KN/m1.5)			K _{IC} Ef. Tamaño (KN/m1.5)	
	min	max	prom	min	max	prom	min	max	prom	k ₀ (α) (A)	k ₀ (α) (B)
Def. controlada	2,8	4,1	3,5	4,6	9,8	7	3,5	6,2	4,8		
Carga controlada	2,6	3,4	3	6,7	10,7	8,3	4,9	6,5	5,5	3,1	2,3

Tabla 5.5 Resumen de resultados de K_{IC} obtenidos por diferentes procedimientos

Autor	Tipo de material	Tipo de Muestra	Propiedades Básicas Reportadas	Parámetros de Fractura	
				G_{IC} (N/m)	K_{IC} (KN/m ^{1.5})
Saada et al (1985)	Arcilla caolinítica <i>Consolidada a partir de lodo a diferentes valores de OCR</i>	Disco hueco	LP = 37,5% LL = 56,3%		5 - 80 <i>(Obtenido por método directo) K_{IC} disminuye al aumentar OCR</i>
Lee et al (1988)	Arcilla marina sobreconsolidada de Singapur	CT	LP = 55% LL = 117 % w = 40% $\gamma = 18,7$ kN/m ³ E = 5.88 MPa $\nu = 0,49$ $\sigma_t = 19$ KPa	110 <i>(obtenido por método de la complianza en 1 muestra)</i>	12,7 <i>(deducido de G_{IC})</i>
Ayad et al (1997)	Arcilla marina blanda y sensitiva de Saint-Alban (Canadá)	CT	LP = 25% LL = 50 % w = 100 - 110% E = 4 - 6 MPa $\nu = 0,3$ $\sigma_t = 9$ KPa $e_o = 1,2$	0,35 <i>(obtenido por método de la complianza en 3 muestras)</i>	1,35 - 1,6 <i>(deducido de G_{IC})</i>
Nichols & Grismer (1997)	Arcilla calcárea montmorillonítica del Imperial Valley <i>(El estudio se hizo con cuatro fracciones de distintos tamaños de grano y a diferentes valores de humedad, densidad y salinidad del agua)</i>	SENB	w = 15 - 25% $\gamma = 13,8 - 15,8$ kN/m ³ E \approx 20 - 1300 MPa $\nu = 0,3$ $\sigma_t = 0,1 \sigma_c$ $e_o = 1,2$	0,2 - 9 <i>(deducido de K_{IC})</i> G_{IC} disminuye al aumentar w	5 - 80 <i>(Obtenido por método directo) K_{IC} disminuye al aumentar w, aumenta con γ, efecto de salinidad no es claro</i>
Sture et al (1999)	Arena de Ottawa, fina y uniformemente gradada <i>(Se hicieron varios ensayos con diferentes concentraciones de azúcar como agente cementante, en proporciones de 5 a 30%)</i>	SENB	$G_s = 2.65$ $e_{max} = 0,805$ $e_{min} = 0,486$ E = 3170 MPa		22 - 267 <i>(Obtenido por método directo) K_{IC} aumenta al aumentar la concentración de azúcar</i>
Konrad y Cummings (2001)	Arenas congeladas	CT	w = 4,7 - 16% $\gamma = 16,2 - 19,4$ kN/m ³ $D_{50} = 1$ mm		30 - 780 K_{IC} aumenta al aumentar el contenido volumétrico de hielo que varía entre 8 y 30%
Presente estudio	Arcilla blanda de Bogotá <i>(muestras reconstituidas compactadas estáticamente)</i>	CT	LP = 28 - 32% LL = 62 - 65% w = 36 - 37 % $\gamma = 17,8 - 18$ kN/m ³ $\sigma_t = 40$ - 45 kPa E = 1600 kPa $G_s = 2.65$	3,0 - 9,7 <i>Variación general entre diferentes métodos de ensayo y de cálculo</i>	2,3 - 10,7 <i>Variación general entre diferentes métodos de ensayo y de cálculo</i>

Tabla 5.6 Comparación de parámetros de MF obtenidos en diferentes estudios y distintos tipos de material.

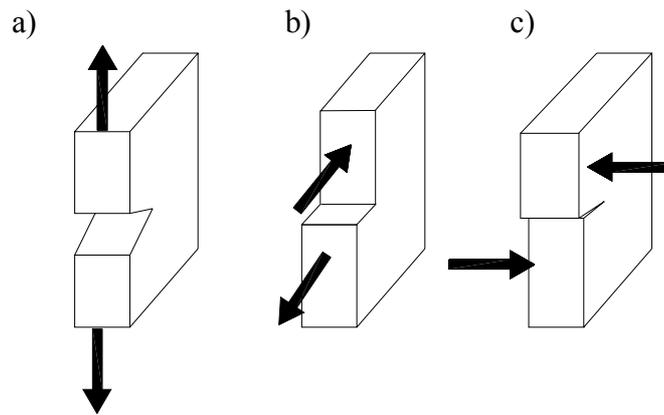


Figura 5.1 Modos de Fractura: a) modo I o modo de apertura b) modo II o modo deslizante c) modo III o modo de rotura transversal.

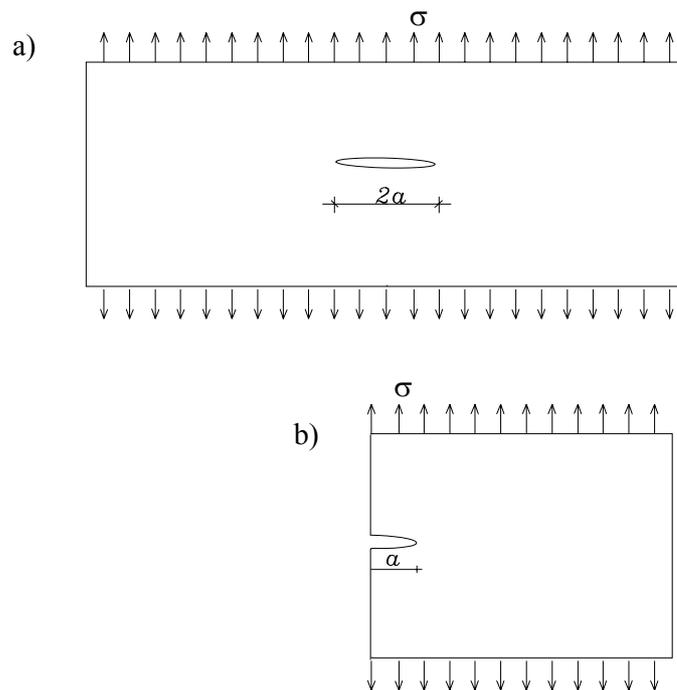


Figura 5.2 a) Placa semiinfinita con cavidad central de longitud $2a$ (doble punta de grieta), sometida a tensión, b) media placa con grieta sencilla de longitud a , sometida a tensión.

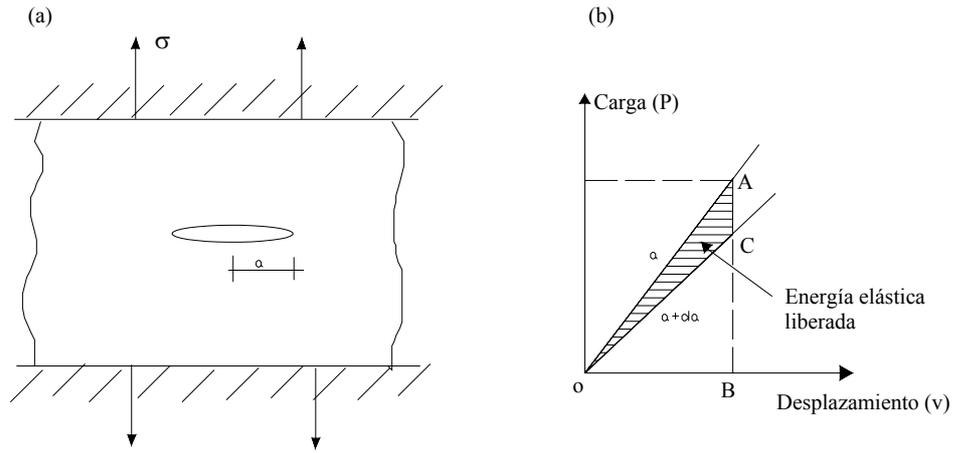


Figura 5.3 a) Placa con extremos fijos, sometida a tracción, b) reducción de energía por extensión de grieta.

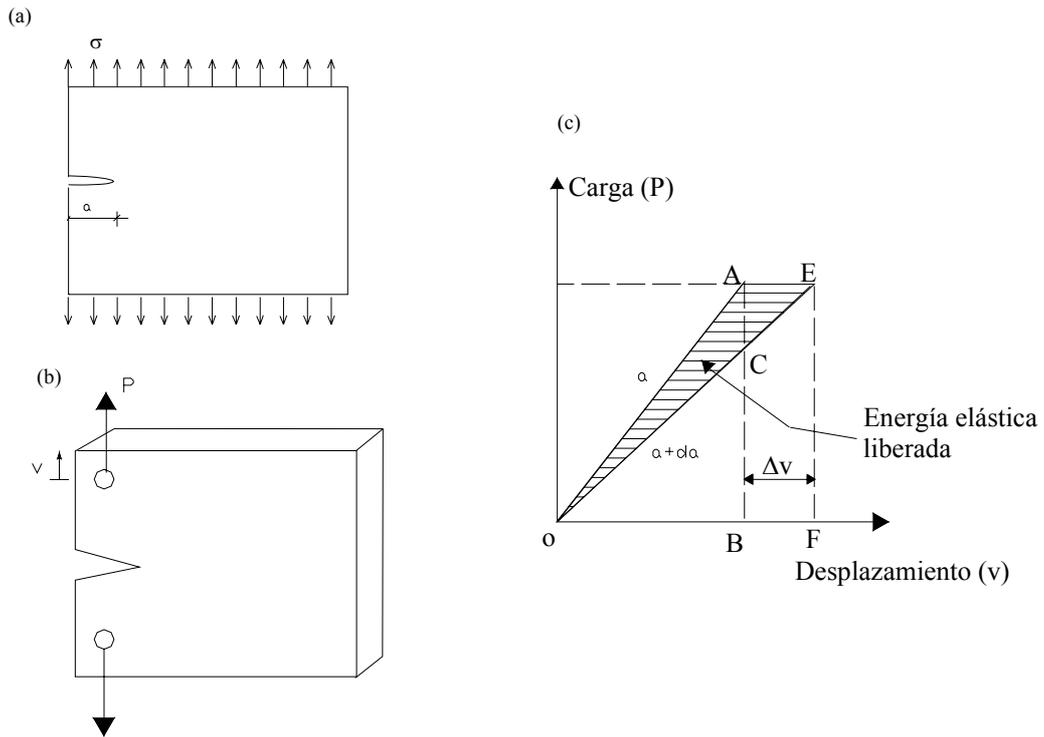


Figura 5.4 a) Placa con extremos libres sometida a tensión uniforme, b) Placa con extremos libres sometida a carga, c) Reducción de energía por extensión de grieta.

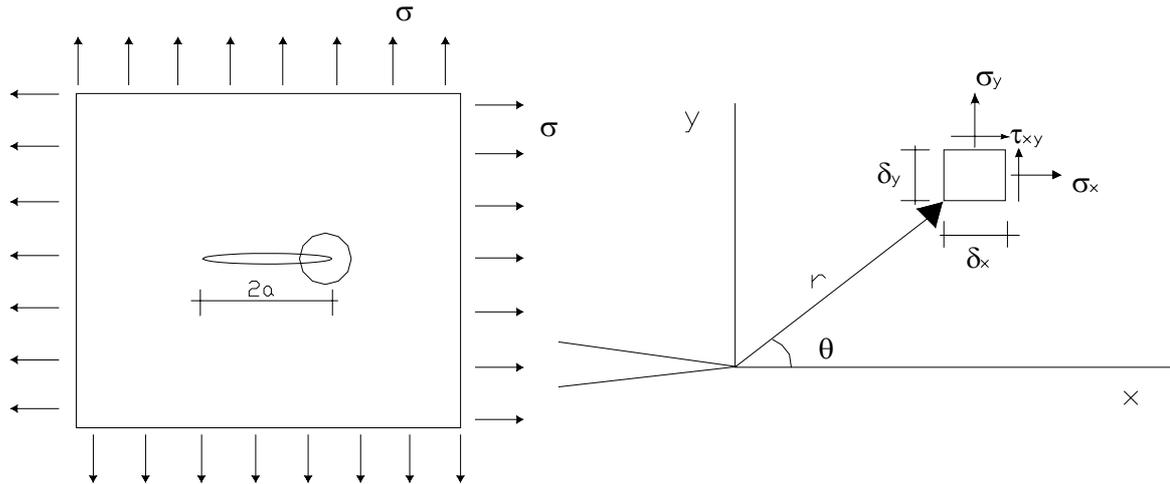


Figura 5.5 Campo de tensiones próximo a la punta de una grieta.

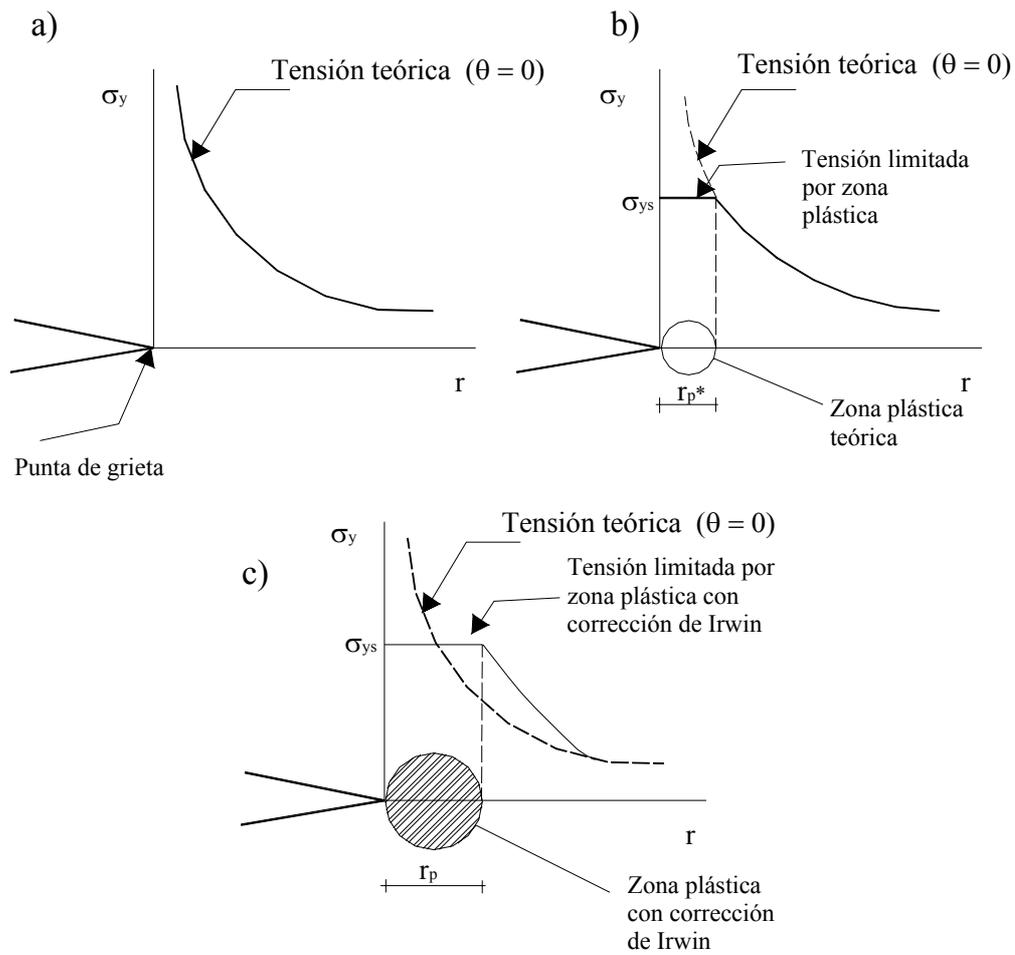


Figura 5.6 Zona plástica en la punta de una grieta: a) tensión teórica en un medio elástico, b) zona plástica teórica próxima a la punta de la grieta, c) zona plástica con corrección de Irwin.

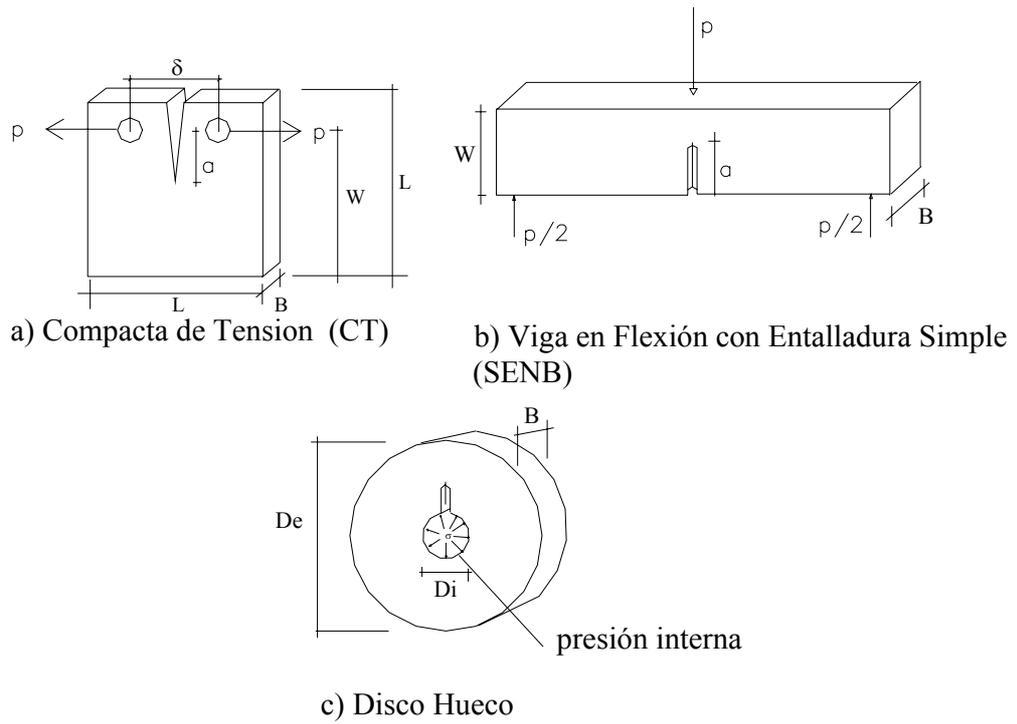


Figura 5.7 Especímenes usados para pruebas de LFM en suelos.

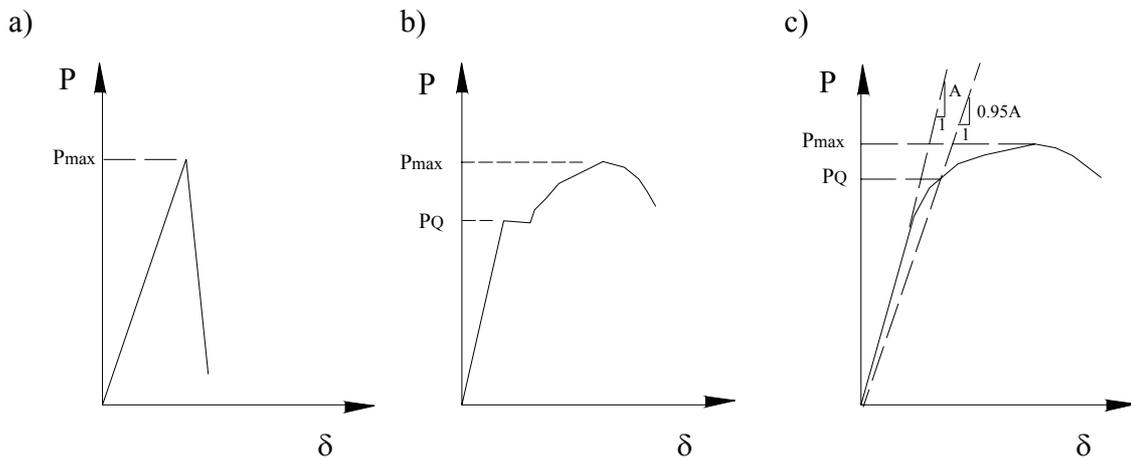
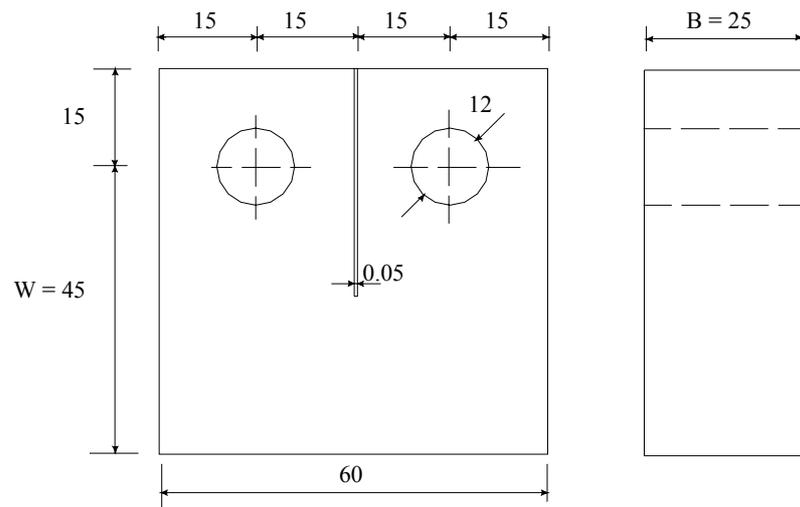


Figura 5.8 Curvas típicas de carga-desplazamiento: a) comportamiento lineal con rotura frágil, b) fenómeno de *pop-in*, c) comportamiento elastoplástico y criterio de linealidad.



Dimensiones en mm

Figura 5.9 Dimensiones de la muestra CT empleada en ensayos de mecánica de fractura.

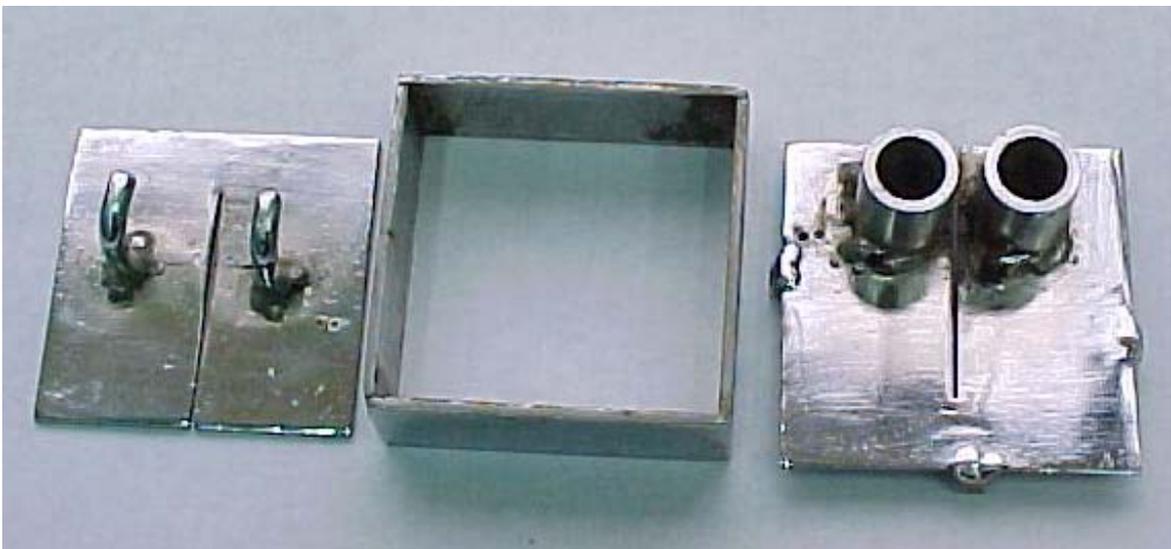


Figura 5.10 Molde empleado para la fabricación de muestras para ensayos de mecánica de fractura.



Figura 5.11 Preparación de la muestra y detalle de una muestra recién extraída del molde.

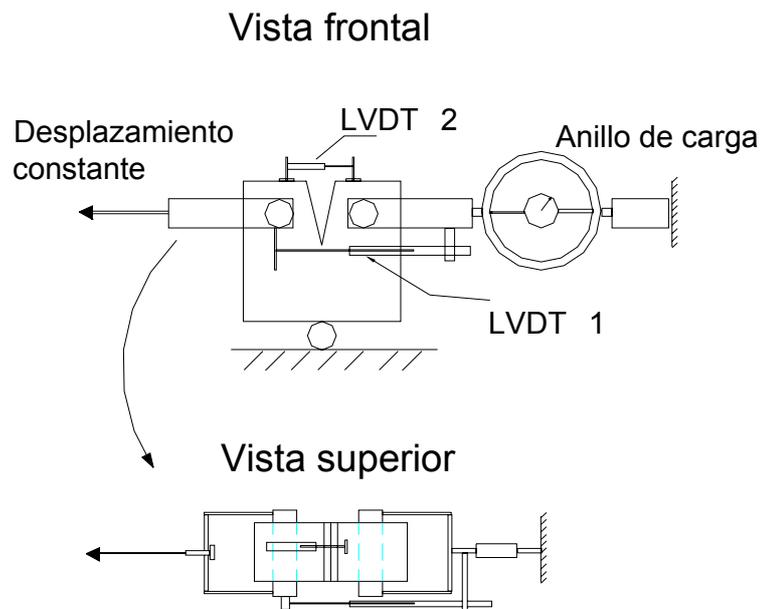


Figura 5.12 Esquema del montaje de los ensayos de MF en deformación controlada.

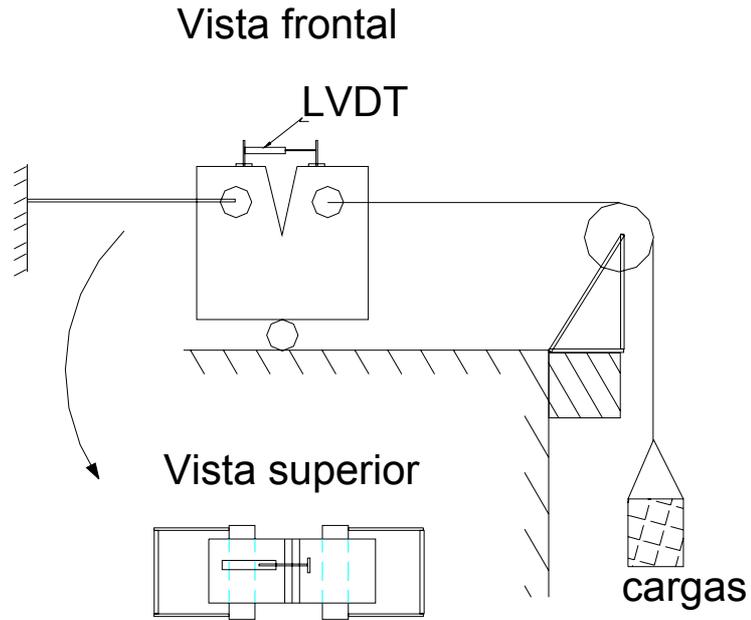


Figura 5.13 Esquema del montaje de los ensayos de MF en carga controlada.

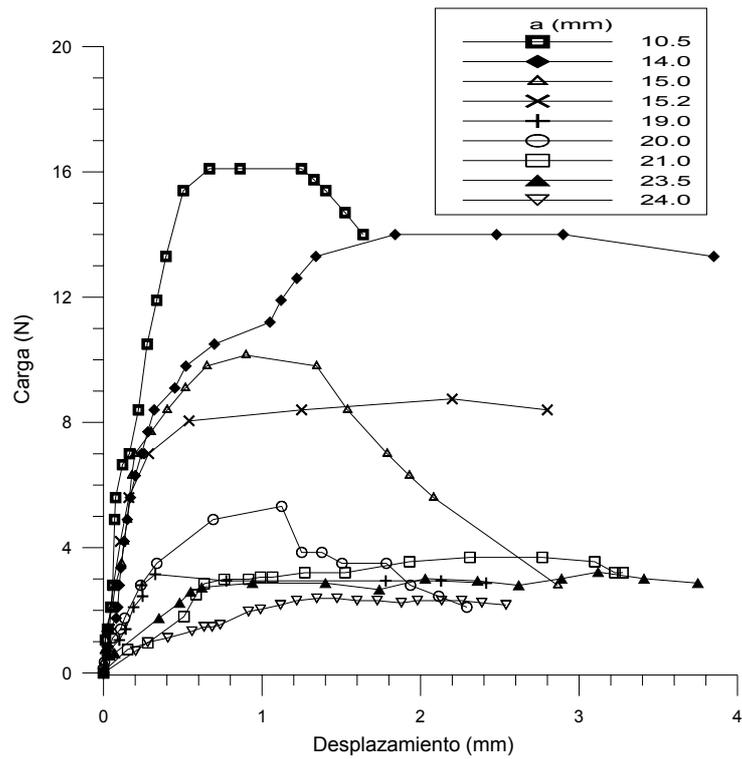


Figura 5.14 Curvas de carga-desplazamiento para diferentes tamaños iniciales de grieta en ensayos de MF en deformación controlada.

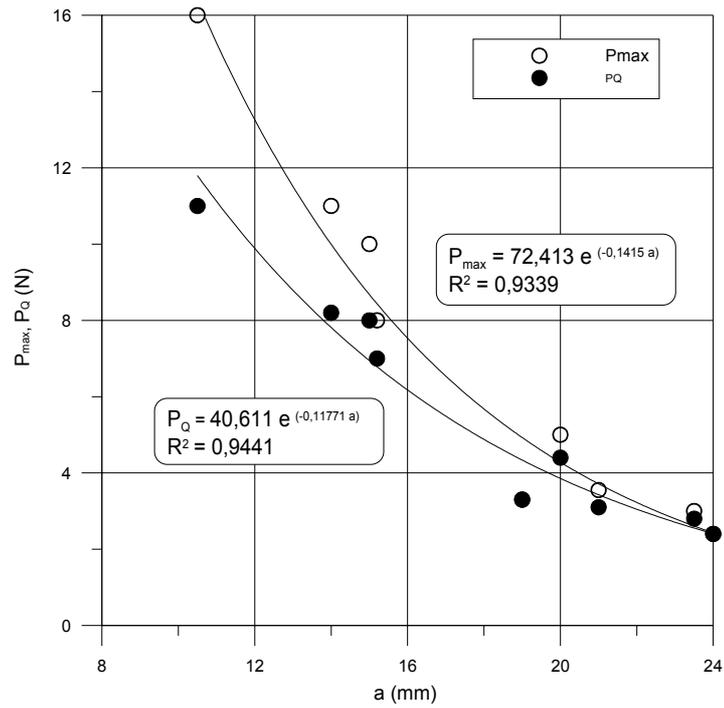


Figura 5.15 Comparación entre P_{max} y P_Q en ensayos de MF en deformación controlada.

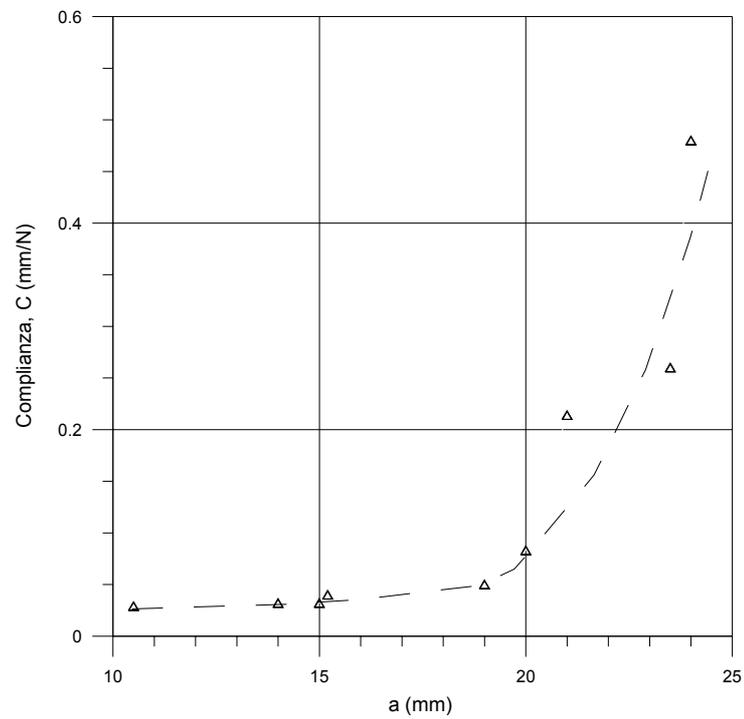


Figura 5.16 Variación de la complianza para diferentes tamaños iniciales de grieta en ensayos de MF en deformación controlada.

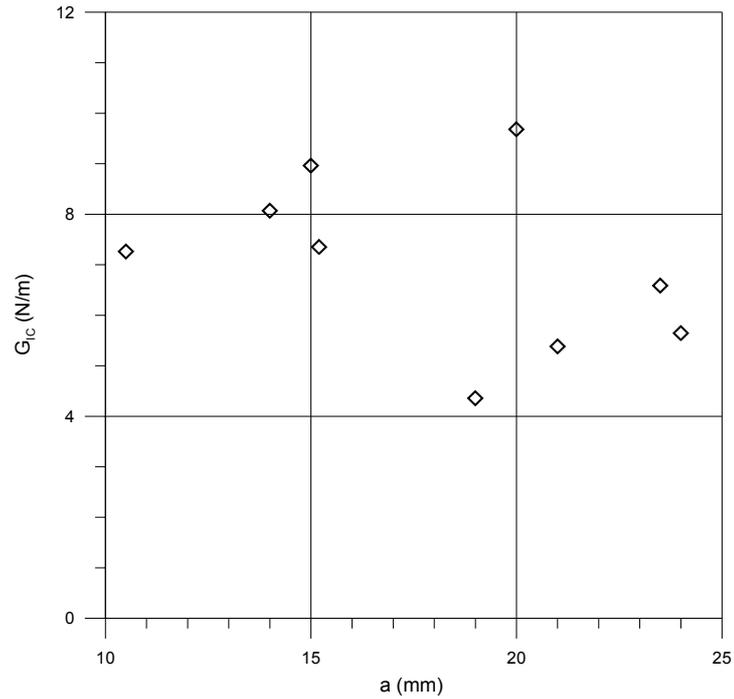


Figura 5.17 Variación de la tasa crítica de liberación de energía para diferentes tamaños iniciales de grieta en ensayos de MF en deformación controlada.

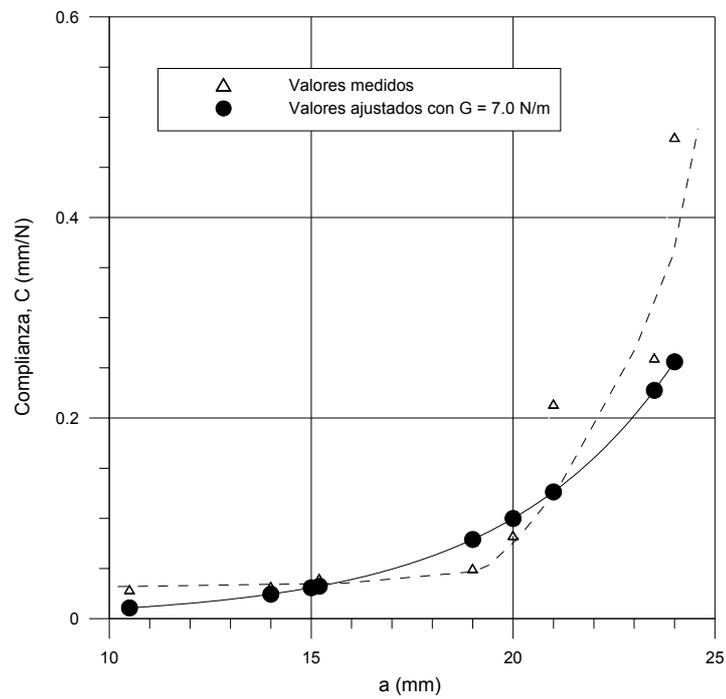


Figura 5.18 Comparación entre los valores de complianza medidos y los obtenidos por el método inverso, a partir de un valor medio de $G_{IC} = 7.0$ N/m. (Ensayos de MF en deformación controlada).

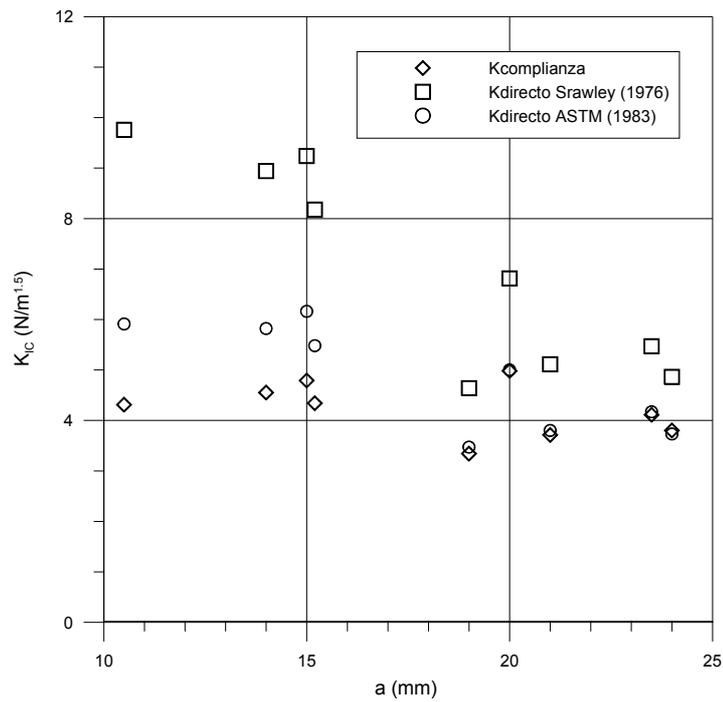


Figura 5.19 Variación del factor de intensidad de tensiones crítico para diferentes tamaños iniciales de grieta en ensayos de MF en deformación controlada.

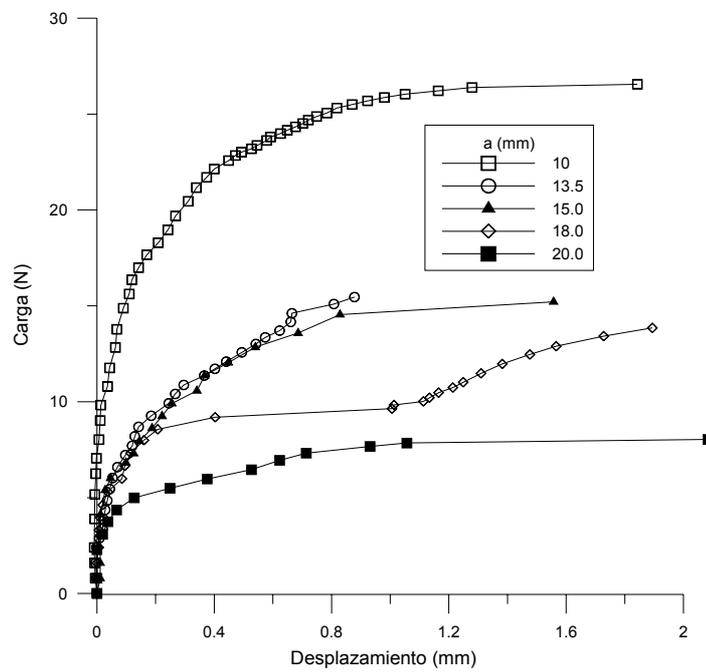


Figura 5.20 Curvas de carga-desplazamiento para diferentes tamaños iniciales de grieta en ensayos de MF en carga controlada.

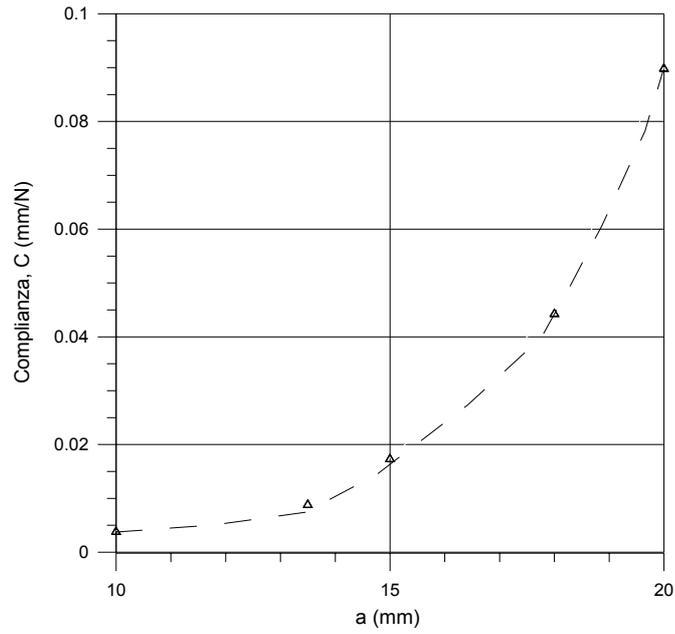


Figura 5.21 Variación de la complianza para diferentes tamaños iniciales de grieta en ensayos de MF en carga controlada.

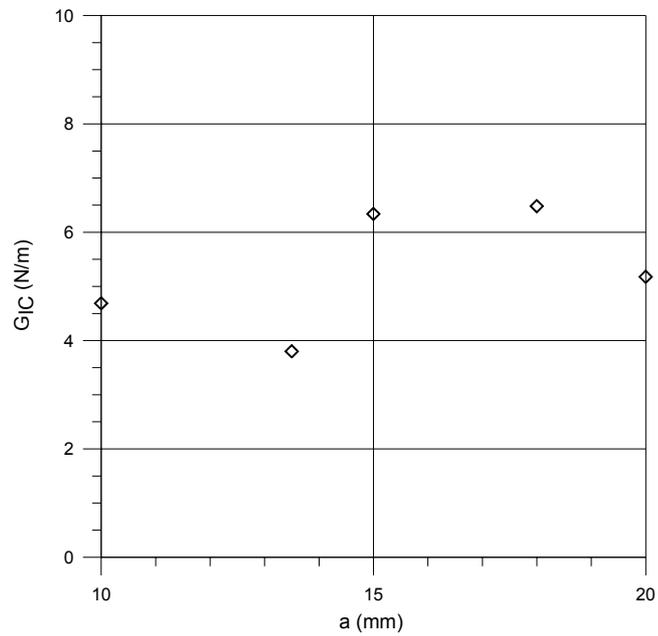


Figura 5.22 Variación de la tasa crítica de energía de deformación para diferentes tamaños iniciales de grieta en ensayos de MF en carga controlada.

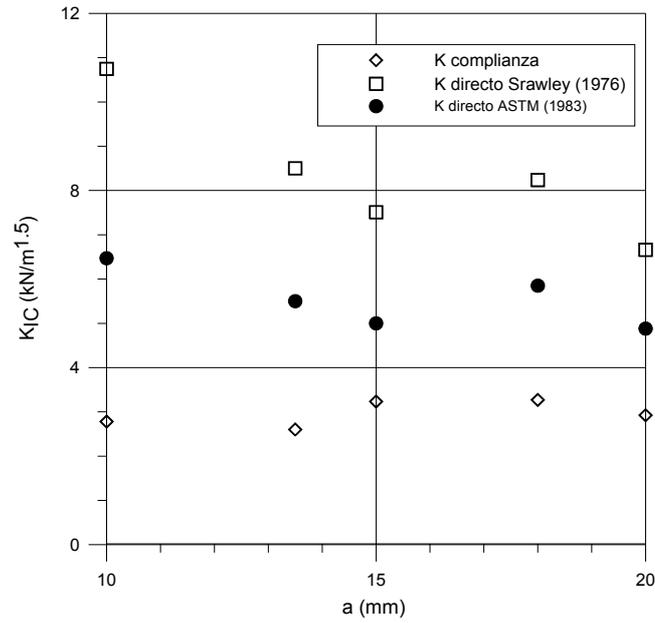


Figura 5.23 Variación del factor de intensidad de tensiones crítico para diferentes tamaños iniciales de grieta en ensayos de MF en carga controlada.

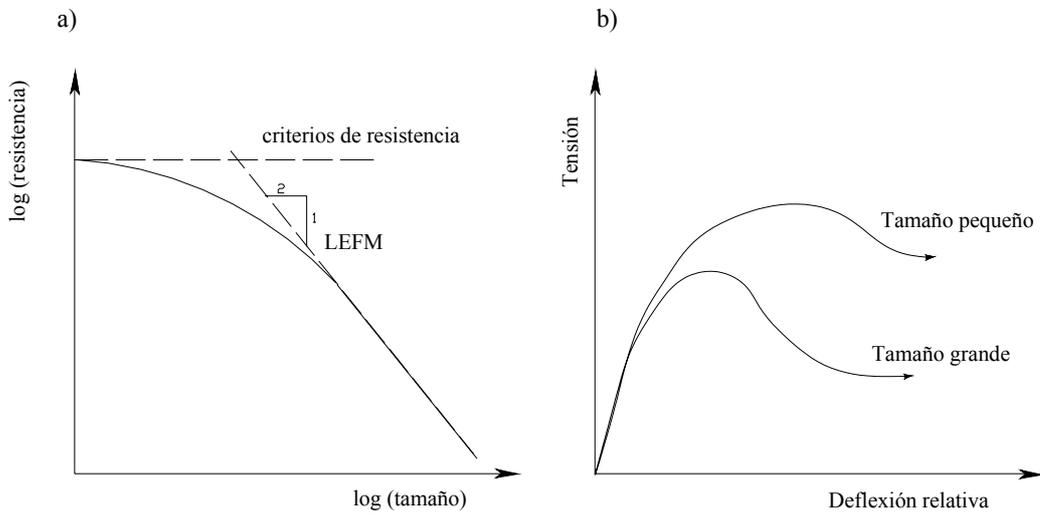


Figura 5.24 (a) Diagrama bilogarátmico donde representa el efecto de tamaño en la resistencia, (b) efecto de tamaño en la ductilidad (Bazant y Planas, 1997).

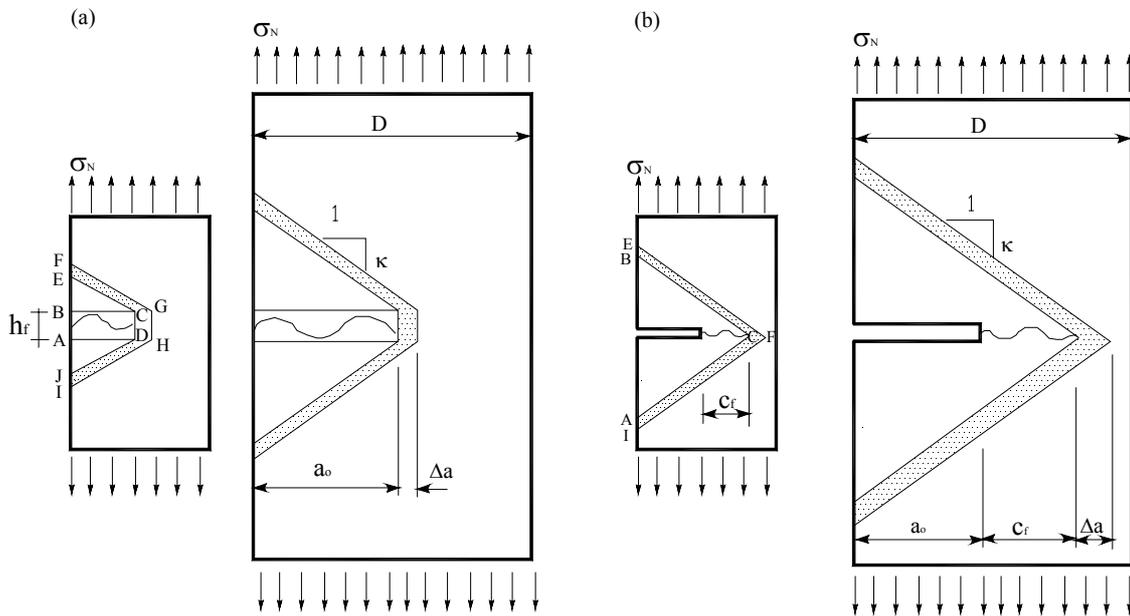


Figura 5.25 Explicación del efecto de tamaño (a) banda de agrietamiento, (b) grieta longitudinal simple (adaptado de Bazant y Planas 1997).

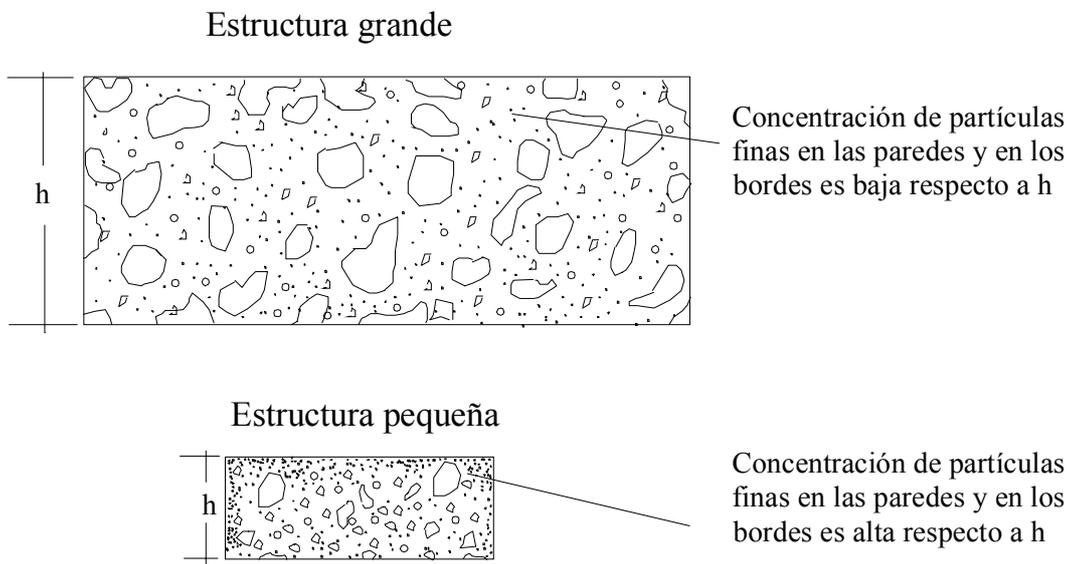


Figura 5.26

Interpretación esquemática del efecto de capa de borde asociado a concentración de partículas finas en los bordes de la estructura.

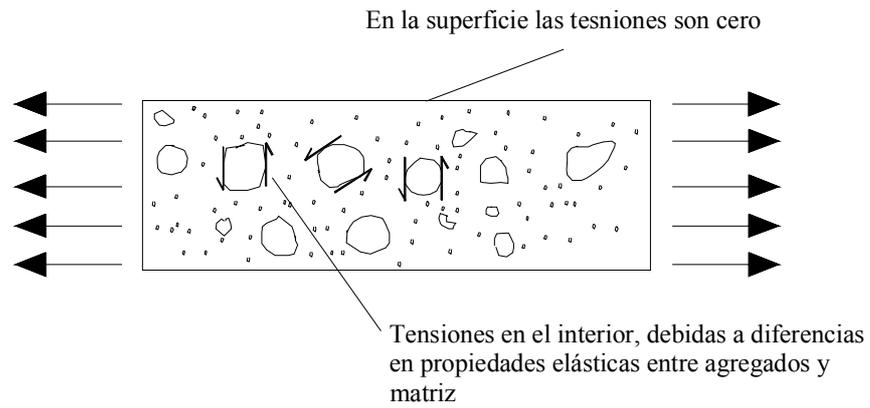
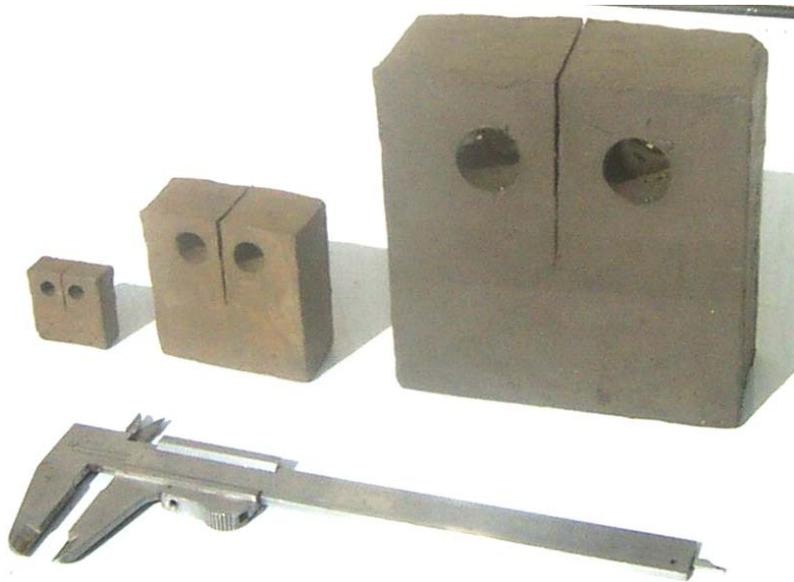
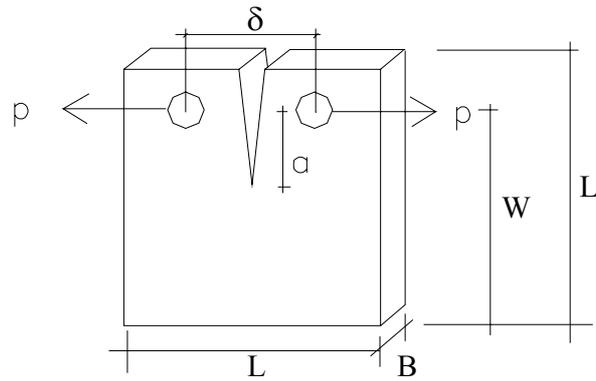


Figura 5.27 Interpretación esquemática del efecto de capa de borde asociado con la generación de tensiones transversales en el interior de una estructura.

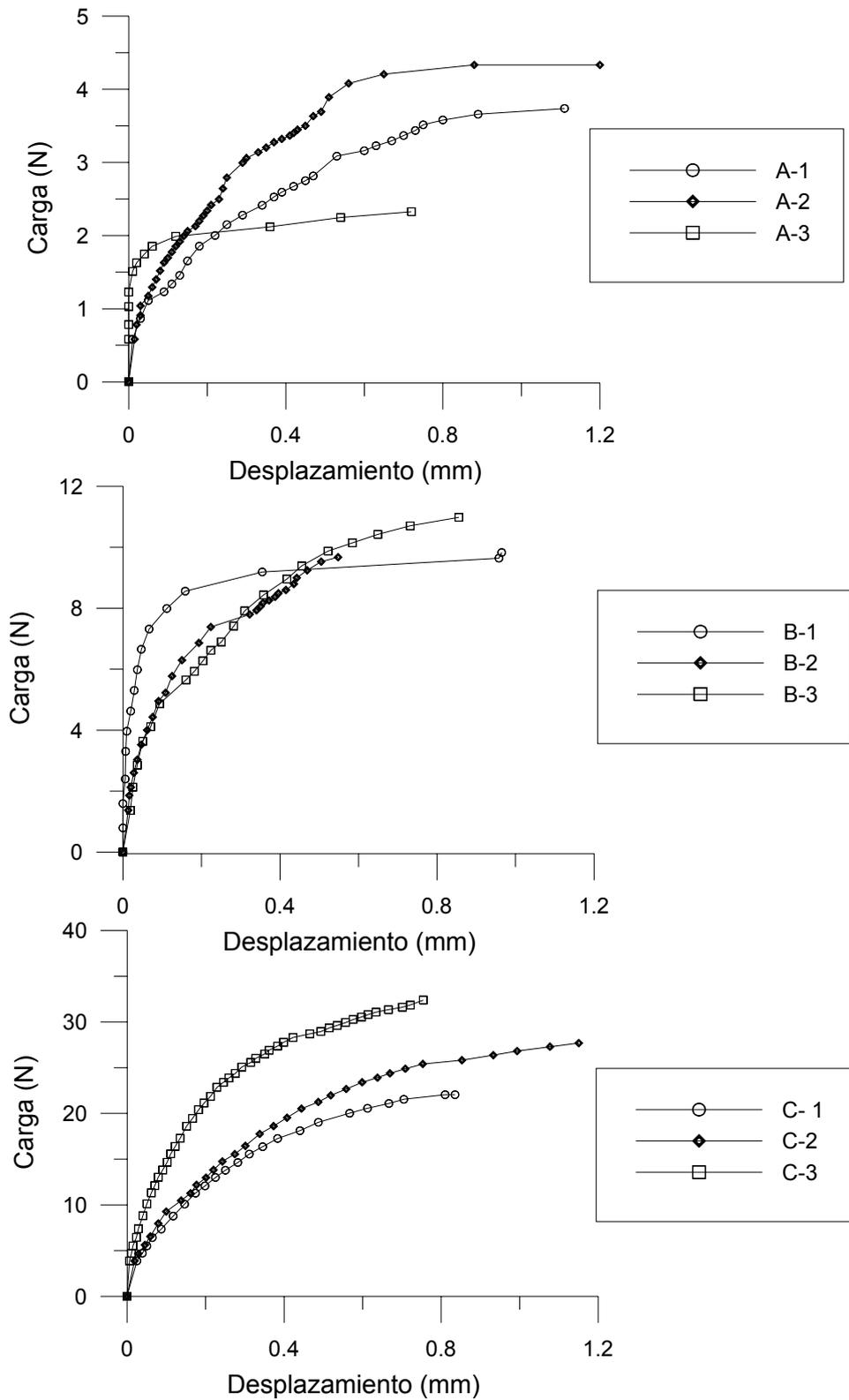


Figura 5.28 Moldes empleados para la fabricación de las muestras geométricamente similares pero de diferentes tamaños.



MUESTRA	L (mm)	D=W (mm)	B (mm)	a (mm)	D/B	a/W
pequeña	30	22,5	12,5	10,8	1,8	0,48
mediana	60	45	25	21,6	1,8	0,48
grande	120	90	50	43,2	1,8	0,48

Figura 5.29 Muestras empleadas para evaluar efecto de tamaño.



Figura

5.30 Curvas de carga-desplazamiento (a) muestras pequeñas, (b) muestras medianas, (c) muestras grandes.

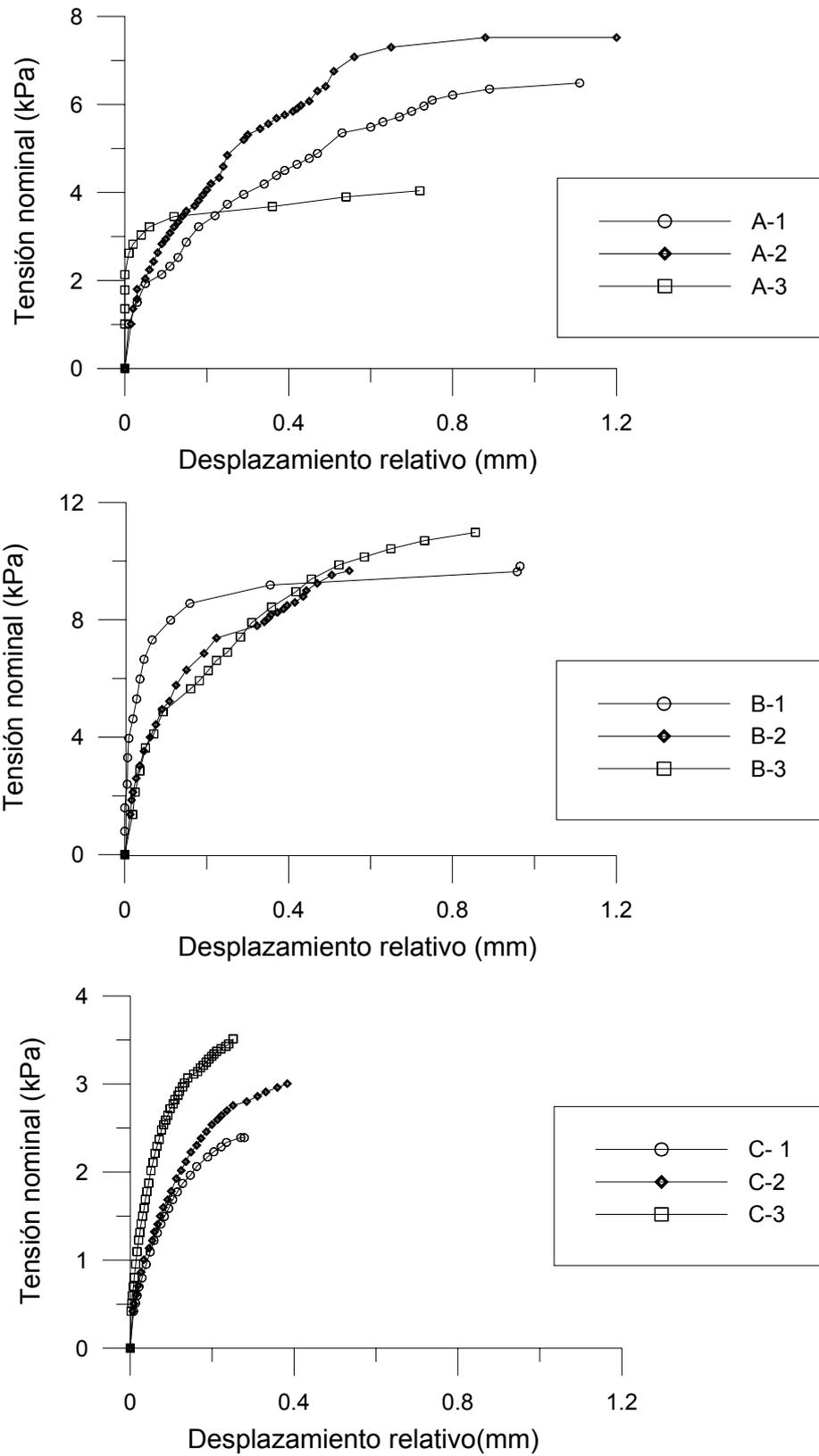


Figura 5.31 Curvas de tensión nominal – desplazamiento relativo (a) muestras pequeñas, (b) muestras medianas, (c) muestras grandes.

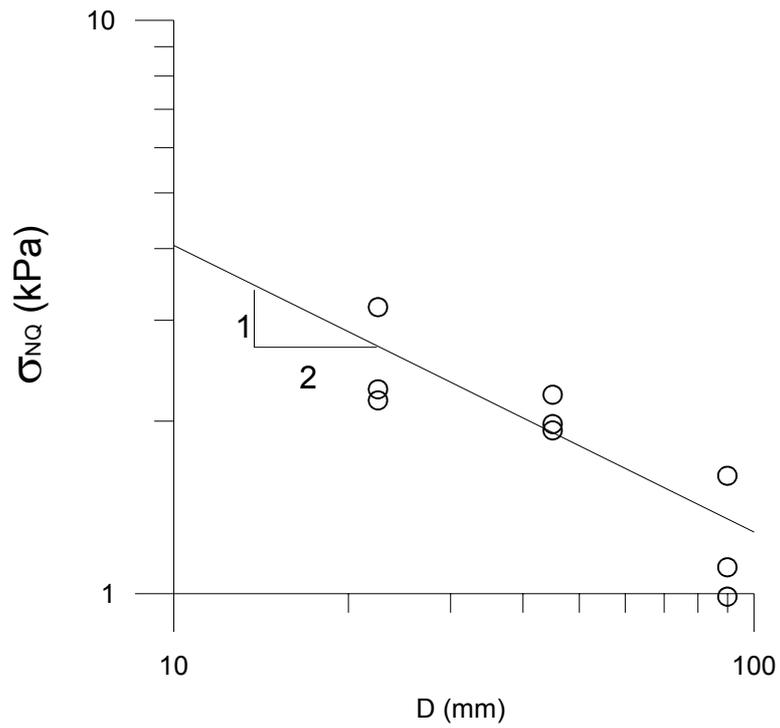


Figura 5.32 Resultados de los ensayos representados en el gráfico bilogarítmico, donde se muestra el efecto de tamaño.

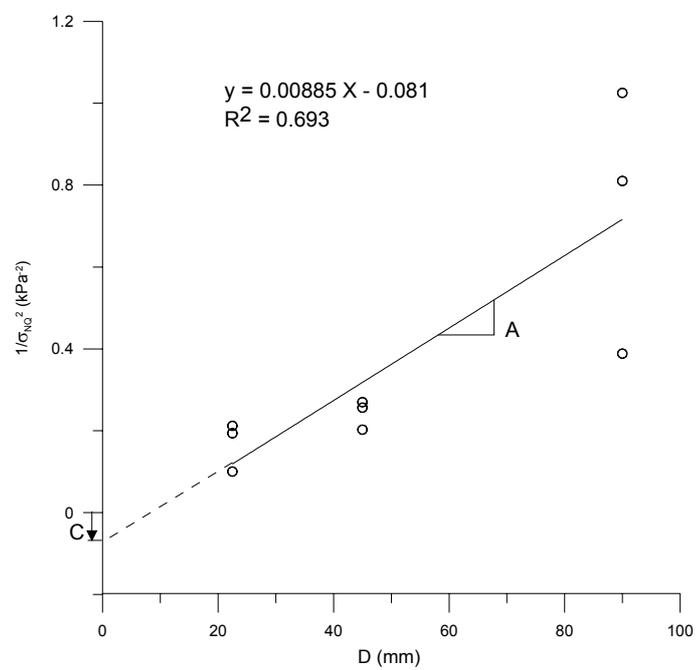


Figura 5.33 Interpolación lineal para obtener parámetros de la ecuación de efecto de tamaño de Bazant.